F 1812/5
30. 1984,

BULETINUL INSTITUTULUI POLITEHNIC DIN IAŞI

Tomul XXX (XXXIV)

Fasc. 1—4

MŰSZAKI EGYETEM KÖNYVTÁR BUDAPEST 1848
1988 -04- -5

Secţia V

CONSTRUCŢII ÎMBUNĂTĂŢIRI FUNCIARE

1984

BULETINUL INSTITUTULUI POLITEHNIC DIN IAȘI

Tomul XXX (XXXIV)

Fasc. 1—4

Secția V

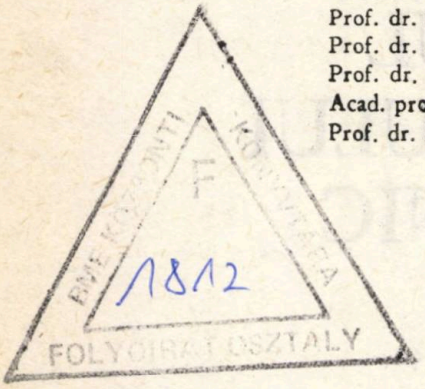
CONSTRUCȚII
ÎMBUNĂTĂȚIRI FUNCIARE

1984

1989

COLEGIUL DE REDACŢIE

Prof. dr. doc. VAL. BLIDARU
Prof. dr. doc. N. V. BOŢAN
Prof. dr. ing. GH. CAŞLER
Prof. dr. ing. M. GAFIŢANU (preşedinte)
Prof. dr. P. MĂLCOMETE
Prof. dr. doc. D. MANGERON
Prof. dr. ing. T. SILION
Acad. prof. dr. doc. CR. SIMIONESCU
Prof. dr. ing. I. VLAD



COMITETUL DE REDACŢIE
AL SECŢIEI
V. CONSTRUCŢII
ÎMBUNĂTĂŢIRI FUNCIARE

Prof. dr. ing. VIRGIL FOCŞA
Prof. dr. ing. ANATOLIE MIHUL
Conf. dr. ing. MARCEL PATRAŞ

REDACŢIA

Prof. dr. doc. D. MANGERON
(redactor responsabil)
Prof. dr. ing. HUGO ROSMAN
(secretar de redacţie)
Conf. dr. ing. VICTOR-FLORIN POTERAŞU
(secretar adjunct de redacţie)
ECATERINA IRIMIEA
(tehnoredactor)

BULETINUL INSTITUTULUI POLITEHNIC DIN IAŞI
BULLETIN OF THE POLYTECHNIC INSTITUTE OF JASSY
ИЗВЕСТИЯ ЯССКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА
Tomul XXX (XXXIV), Fasc. 1–4 1984

Secţia V

CONSTRUCŢII. ÎMBUNĂTĂŢIRI FUNCIARE

SUMAR

Pag.

G. TEODORU şi L. MAFTEI, Expresii analitice pentru modele histeretice de analiză dinamică a structurilor supuse la acţiuni seismice (franc., rez. rom.) 7

AL. NEGOIŢĂ, G. ATANASIU, R. CIORNEI şi L. STRAT, Unele aspecte experimentale şi teoretice privind comportarea statică a plăcilor dreptunghiulare din beton armat normal şi precomprimat (engl., rez., rom.) 19

V. FOCŞA şi T. VORNICU, Consideraţii privind punţile termice la panouri mari în trei straturi (engl., rez. rom.) 25

A. RADU, M. MAFTEI, H. TEOHARI şi C. MOŢIU, Prevederea imisiunilor cu ajutorul modelelor fizice (franc., rez. rom.) 33

T. SILION, V.-F. POTERAŞU şi V. MUŞAT, Unele posibilităţi de apreciere pe cale probabilistică a stabilităţii taluzurilor şi versanţilor (rom., rez. engl.) 39

A. TRELEA, ŞT. CÂRLAN şi V.-V. IATAN, Extinderea domeniului de utilizare a gradului de maturizare în tehnologia betonului (franc., rez. rom.) 45

GH. NISTOR, Determinarea riguroasă a deplasărilor verticale ale barajelor folosind măsurări de nivelment geometric de precizie înaltă (franc., rez. rom.) 51

L. GROLL, I. HÎRHUI şi M. RUJANU, Cercetări privind utilizarea trasului provenit din tufurile vulcanice din perimetrul Tociloaşa–Boteşti–Buhoci–Racova, în compoziţia mortarelor pentru construcţii (germ., rez. rom.) . . 59

H. ZAROJANU, Criteriu pentru etapizarea execuţiei benzii de inserţie pe baza debitului bretelei (rom., rez. franc.) 65

GH. GUGIUMAN şi H. CHIRIAC, Studiul reflexiei îmbrăcămintilor rutiere (II) (rom., rez. franc.) 69

E. BÂRSAN şi C. IGNAT, Studiul privind eficienţa decantoarelor lamelare (engl., rez. rom.) 75

V. HOGEA şi I. GIURMA, Generarea de valori cronologice cu pas constant (un an) folosind un şir cunoscut de date hidrologice (engl., rez. rom.) 81

A. PRICOP, Metodă raţională de calcul a barajelor de greutate cu consolă amonte de fundaţie folosite în amenajarea torenţilor (franc., rez. rom.) 85

I. GIURMA şi V. HOGEA, Prognoza colmatării în unele lacuri de acumulare (engl., rez. rom.) 91

I. COJOCARU şi F. STĂTESCU, Contribuţii la determinarea parametrilor hidrologici ai scurgerilor superficiale pe versanţii alunecători în regim amenajat. Studii într-un perimetru experimental (franc., rez. rom.) 95

A. DIMA şi M. DIMA, Aspecte economice referitoare la valorificarea surselor de energie neconvenţionale (germ., rez. rom.) 101

BULETINUL INSTITUTULUI POLITEHNIC DIN IAŞI
BULLETIN OF THE POLYTECHNIC INSTITUTE OF JASSY
ИЗВЕСТИЯ ЯССКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА
Tom XXX (XXXIV), Fasc. 1–4 1984

Section V

CONSTRUCTIONS. LAND RECLAMATION

CONTENTS

Pg.

G. TEODORU et L. MAFTEI, Expressions analytiques pour des modèles hystérétiques d'analyse dynamique des structures soumises à des actions séismiques (French, Romanian summary) 7

AL. NEGOIŢĂ, G. ATANASIU, R. CIORNEI and L. STRAT, Some Experimental and Theoretical Aspects Concerning the Static Behaviour of Normal Reinforced and Prestressed Rectangular Plates (English, Romanian summary) 19

V. FOCŞA and T. VORNICU, Considerations on Thermal Bridges in Large Three-layer Panels (English, Romanian summary) 25

A. RADU, M. MAFTEI, H. TEOHARI et C. MOŢIU, Utilisation des modèles physiques pour la prévision des immissions (French, Romanian summary) . . 33

T. SILION, V.-F. POTERAŞU and V. MUŞAT, Some Possibilities for Probabilistic Estimation of Slope and Hillside Stability (Romanian, English summary) 39

A. TRELEA, ŞT. CÂRLAN et V.-V. IATAN, Extension du domaine d'utilisation du degré de maturité dans la technologie du béton (French, Romanian summary) 45

GH. NISTOR, La détermination rigoureuse des déplacements verticaux des barrages en utilisant les mesures du nivellement géométrique de haute précision (French, Romanian summary) 51

L. GROLL, I. HÎRHUI und M. RUJANU, Untersuchungen bezüglich der Anwendung von Trass aus vulkanischem Tuff auf der Umgebung von Tociloasa – Botești – Buhoci – Racova in der Zusammensetzung der Baumörtel (German, Romanian summary) 59

H. ZAROJANU, Critère pour la construction en étapes de la bande d'insertion en fonction du débit de la bretelle (Romanian, French summary) 65

GH. GUGIUMAN et H. CHIRIAC, L'étude de la réflexion des revêtements routiers (II) (Romanian, French summary) 69

E. BÂRSAN and C. IGNAT, Study concerning Lamella Settlers Efficiency (English, Romanian summary) 75

V. HOGEA and I. GIURMA, The Generating of Chronological Values with Constant Step (one Year), using a Known Sequence of Hydrological Data (English, Romanian summary) 81

A. PRICOP, Méthode rationnelle de calcul des barrages-poids à console amont de fondation utilisés dans l'aménagement des torrents (French, Romanian summary) 85

I. GIURMA and V. HOGEA, The Prognosis of the Silting in some Reservoir Lakes (English, Romanian summary) 91

I. COJOCARU et F. STĂTESCU, Contributions à la détermination des paramètres hydrologiques aux écoulements superficiels sur les versants en régime aménagé. Études d'un périmètre expérimental (French, Romanian summary)

A. DIMA und M. DIMA, Ökonomische Aspekte bezüglich der Verwertung nichtkonvenzioneller Energiequellen (German, Romanian summary) 101

BULETINUL INSTITUTULUI POLITEHNIC DIN IAŞI
BULLETIN OF THE POLYTECHNIC INSTITUTE OF JASSY
ИЗВЕСТИЯ ЯССКОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО ИНСТИТУТА

Том XXX (XXXIV), Вып. 1—4 1984

Секция V

СТРОИТЕЛЬСТВО. МЕЛИОРАЦИЯ

СОДЕРЖАНИЕ

Стр.

Г. ТЕОДОРУ и Л. МАФТЕЙ, Аналитические выражения для гистеретических моделей динамического анализа структур подвергающихся сейсмическим воздействиям (франц., рез. рум.) 7

АЛ. НЕГОИЦЭ, Г. АТАНАСИУ, Р. ЧИОРНЕЙ и Л. СТРАТ, Некоторые экспериментальные и расчётные вопросы относительно статическом поведению нормально тяжёлых железобетоных и предварительно напряженных прямоугольных плит (англ., рез. рум.) 19

В. ФОКША и Т. ВОРНИКУ, Об термических мостов у стен из болишьх трислойних панелей (англ., рез. рум.) 25

А. РАДУ, М. МАФТЕЙ, Х. ТЕОХАРИ и К. МОЦИУ, Прогноз концентрации вредных веществ через физическое моделирование (франц., рез. рум.) 33

Т. СИЛИОН, В.-Ф. ПОТЕРАШУ и В. МУШАТ, Некоторые возможности оценки вероятостним методом стабильности волн и склонов (рум., рез. англ.) 39

А. ТРЕЛЯ, ШТ. КЫРЛАН и В.-В. ЯТАН, Расширение области применения метода степени зрелости в технологии бетона (франц., рез. рум.) 45

Г. НИСТОР, Точное определение вертикальных смещений плотин при помощи измерения высокой точности геометрического нивелирования (франц., рез. рум.) 51

Л. ГРОЛЛ, И. ХЫРХУЙ и М. РУЖАНУ, Исследования об использовании трасса происходящего от вулканического туфа из периметра Точилоаса—Ботешть—Бухочь — Ракова, в составе раствора для строек (нем., рез. рум.) 59

Х. ЗАРОЖАНУ, Критерий для этапизации работы инсерционного конвеера на основе подачи разветвления (рум. рез. франц.) 65

Г. ГУДЖУМАН и Х. КИРИАК, Изучение отражения дорожных покрытий (II) (рум., рез. англ.) 69

Э. БЫРСАН и К. ИГНАТ, Исследование производительности остойников с наклонными пластинками (англ., рез. рум.) 75

В. ХОДЖЯ и И. ДЖУРМА, Симулирование кронологических данных с постоянном шагом (на год) используя серию гидрологических данных (англ., рез. рум.) 81

А. ПРИКОП, Рациональный метод расчёта платин с расширенными основанием используемый на селевых потоках (франц., рез. рум.) . 85

И. ДЖУРМА и В. ХОДЖЯ, Прогноз зайлсния водохранилищ (англ., рез. рум.) 91

И. КОЖОКАРУ и Ф. СТЭТЕСКУ, Вопросы определения гидрологических параметров поверхностных стоков на гидроамелиоративных опальзнях. Исследования в экспериментальнам периметре (франц., рез. рум.) 95

А. ДИМА и М. ДИМА, Экономические аспекты связанные с употреблением неконвенциональных источников энергии (нем., рез. рум.) . . 101

BULETINUL INSTITUTULUI POLITEHNIC DIN IAŞI
Tomul XXX (XXXIV), Fasc. 1—4, 1984
Secţia V
CONSTRUCŢII. ÎMBUNĂTĂŢIRI FUNCIARE

C.D. 624.04

EXPRESSIONS ANALYTIQUES POUR DES MODÈLES HYSTÉRÉTIQUES D'ANALYSE DYNAMIQUE DES STRUCTURES SOUMISES À DES ACTIONS SÉÏSMIQUES

PAR

GEORGETA TEODORU et LUCIA MAFTEI

1. Introduction

L'adoption des modèles mathématiques de calcul dynamique des constructions est fondée sur les équations générales d'équilibre dynamique, écrites sous forme discrète, qui est fréquement utilisée dans les calculs des ingénieurs, tant pour le domaine élastique que pour le domaine élastique – plastique de comportement. Pour le domaine de comportement élastique les équations et les éléments caractéristiques sont bien connus et vérifiés en pratique. Mais on ne peut pas affirmer la même chose pour le domaine post-élastique, où sont nécessaires beaucoup d'explications concernant les éléments d'entrée et leur modification dépendant du niveau énergétique d'action, du type structurel, des matériaux utilisés, du stade de dégradation, de la manière d'interaction des matériaux constituents, etc. Pour cette raison il est important d'établir des modèles hystérétiques de calcul pour la simulation du comportement des matériaux, des éléments et des structures soumises à l'action séïsmique dans l'intervalle post-élastique tout entier et pour les domaines caractéristiques de cet intervalle.

Dans ce qui suit on étudie les possibilités pratiques de trouver des expressions analytiques des diagrammes hystérétiques qui soient générales et utilisables dans le calcul pratique, du point de vue de la technique de calcul.

Nous présentons ci-dessous deux méthodes qui permettent à exprimer sous forme analytique, par morceaux, les courbes hystérétiques (sollicitation —déformation) pour différents états de dégradation de la structure.

2. L'approximation par des courbes algébriques

La première méthode consiste en l'approximation des diagrammes, par morceaux, par des courbes algébriques du premier et du second degré.

Nous avons disposé en tableaux chaque diagramme et nous avons calculé les approximations suivantes:

2.1. L'état avant l'apparition des fissures (Fig. 1)

1. $\begin{array}{c|ccccc} x & 0 & 1 & 2 & 3 & 4 \\ \hline y & 10 & 13 & 15 & 18 & 19 \end{array}$: $(x-115)^2+(y+26)^2=14\,400$;

2. $\begin{array}{c|ccc} x & 3 & 4 & 5 \\ \hline y & 0 & 5 & 15 \end{array}$: $(x+115)^2+(y-26)^2=14\,641$;

2′. $\begin{array}{c|cc} x & 5 & 4 \\ \hline y & 15 & 14 \end{array}$: $(x+115)^2+(y-26)^2=14\,400$;

3. $\begin{array}{c|cccc} x & 0 & 1 & 2 & 3 \\ \hline y & -9 & -6 & -3 & 0 \end{array}$: $(x+115)^2+(y-26)^2=14\,400$;

4. $\begin{array}{c|cc} x & -5 & -4 \\ \hline y & -18 & -17 \end{array}$: $(x+115)^2+(y-26)^2=14\,161$;

4′. $\begin{array}{c|cccc} x & -3 & -2 & -1 & 0 \\ \hline y & -16 & -14 & -12 & -9 \end{array}$: $(x+115)^2+(y-26)^2=14\,400$;

5. $\begin{array}{c|ccc} x & -5 & -4 & -3 \\ \hline y & -7 & -3 & 0 \end{array}$: $(x-115)^2+(y+26)^2=14\,641$;

5′. $\begin{array}{c|cc} x & -6 & -5 \\ \hline y & -12 & -7 \end{array}$: $(x-115)^2+(y+26)^2=14\,884$;

6. $\begin{array}{c|cccc} x & -3 & -2 & -1 & 0 \\ \hline y & 0 & 4 & 8 & 10 \end{array}$: $(x-115)^2+(y+26)^2=14\,641$.

2.2. L'état de fissuration (Fig. 2)

1 *a*. $\begin{array}{c|cccc} x & 0 & 2 & 3 & 4 \\ \hline y & 15 & 16 & 17 & 18 \end{array}$: $(x-83)^2+(y+110)^2=22\,500$;

1 *b*. $\begin{array}{c|cccc} x & 5 & 6 & 7 & 9 \\ \hline y & 19 & 20 & 21 & 22 \end{array}$: $(x-83)^2+(y+110)^2=22\,801$;

1 *c*. $\begin{array}{c|cccccc} x & 10 & 11 & 12 & 14 & 16 & 17 \\ \hline y & 23 & 24 & 24,5 & 25,5 & 27 & 27,5 \end{array}$: $(x-83)^2+(y+110)^2=23\,104$;

1 *d*. $\begin{array}{c|cc} x & 17 & 23 \\ \hline y & 27,5 & 28,5 \end{array}$: $x-6y+148=0$;

1 *e*. $\begin{array}{c|cc} x & 23 & 28 \\ \hline y & 28,5 & 29 \end{array}$: $x-10y+262=0$;

2. $\begin{array}{c|ccccc} x & 10 & 15 & 20 & 25 & 29 \\ \hline y & 0 & 7 & 14 & 22 & 27 \end{array}$: $7x-5y-70=0$;

3. $\begin{array}{c|cccccccc} x & 10 & 9 & 7 & 6 & 3 & 2 & 1 & 0 \\ \hline y & 0 & -2 & -4 & -6 & -10 & -13 & -14 & -15 \end{array}$: $7x-5y-70=0$;

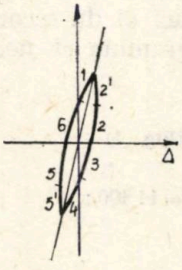


Fig. 1

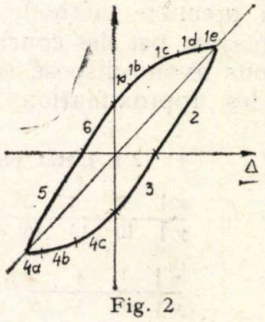


Fig. 2

4 *a*. $\begin{array}{c|cc} x & -24 & -20 \\ \hline y & -27 & -26 \end{array}$: $(x+78)^2+(y-113)^2=22\,500$;

4 *b*. $\begin{array}{c|ccc} x & -15 & -13 & -11 \\ \hline y & -25 & -24 & -23 \end{array}$: $(x+78)^2+(y-113)^2=23\,104$;

4 *c*. $\begin{array}{c|ccccc} x & -10 & -8 & -6 & -5 & -3 \\ \hline y & -22 & -21 & -20 & -19 & -18 \end{array}$: $(x+78)^2+(y-113)^2=22\,801$;

4 *d*. $\begin{array}{c|ccc} x & -2 & -1 & 0 \\ \hline y & -16{,}5 & -16 & 15 \end{array}$: $(x+78)^2+(y-113)^2=22\,500$;

5. $\begin{array}{c|ccccc} x & -24 & -20 & -15 & -12 & -9 \\ \hline y & -26 & -18 & -10 & -5 & 0 \end{array}$: $5x-3y+45=0$;

6. $\begin{array}{c|cccc} x & -9 & -5 & -3 & 0 \\ \hline y & 0 & 6 & 10 & 15 \end{array}$: $5x-3y+45=0$.

2.3. L'état de développement accentué des fissures (Fig. 3)

1. $\begin{array}{c|cccc} x & -40 & -35 & -30 & -28 \\ \hline y & -31 & -14 & -4 & 0 \end{array}$: $(x-86)^2+(y+62)^2=16\,900$;

2. $\begin{array}{c|cccc} x & -25 & -20 & -15 & -10 \\ \hline y & 4 & 8 & 10 & 12 \end{array}$: $(x+6)^2+(y+15)^2=729$;

3. $\begin{array}{c|cc} x & 0 & 15 \\ \hline y & 13 & 14 \end{array}$: $2x-25y+320=0$;

4. $\begin{array}{c|cc} x & 25 & 30 \\ \hline y & 18 & 19 \end{array}$: $x-3y+27=0$;

5. $\begin{array}{c|cc} x & 35 & 40 \\ \hline y & 23 & 26 \end{array}$: $7x-10y-20=0$;

6. $\begin{array}{c|cc} x & 45 & 50 \\ \hline y & 28 & 29 \end{array}$: $(x-48)^2+(y-15)^2=196$;

5 *a*. $\begin{array}{c|ccc} x & 30 & 35 & 40 \\ \hline y & 19 & 21 & 23 \end{array}$: $4x-10y+70=0$;

6 *a*. $\begin{array}{c|cc} x & 45 & 50 \\ \hline y & 25 & 29 \end{array}$: $3x-5y-5=0$;

5 *b*. $\begin{array}{c|ccccc} x & 33 & 35 & 40 & 45 & 50 \\ \hline y & 13 & 14 & 15 & 17 & 22 \end{array}$: $(x-32)^2+(y-35)^2=484$;

6 *b*. $\begin{array}{c|ccc} x & 55 & 60 & 61 \\ \hline y & 23 & 26 & 27 \end{array}$: $(x-44)^2+(y-49)^2=784$;

7. $\begin{array}{c|cccc} x & 35 & 40 & 45 & 50 \\ \hline y & 0 & 7 & 17 & 29 \end{array}$: $(x+42)^2+(y-61)^2=9\,604$;

5 *c*. $\begin{array}{c|cccccc} x & 36 & 40 & 45 & 50 & 55 & 60 \\ \hline y & 14 & 15 & 16 & 17 & 21 & 25 \end{array}$: $(x-35)^2+(y-47)^2=1\,089$;

7 *a*. $\begin{array}{c|cccc} x & 50 & 55 & 60 & 61 \\ \hline y & 0 & 8 & 20 & 27 \end{array}$: $(x+8)^2+(y-38)^2=4\,900$.

8. $\begin{array}{c|ccccccc} x & 0 & 5 & 10 & 15 & 20 & 25 & 30 \\ \hline y & -14 & -13 & -11 & -10 & -8 & -6 & -3 \end{array}$: $(x+15)^2+(y-74)^2=7\,921$;

9. $\begin{array}{c|cc} x & -15 & -10 \\ \hline y & -15 & -14,5 \end{array}$: $x-15y-210=0$;

10. $\begin{array}{c|cc} x & -25 & -20 \\ \hline y & -20 & -17 \end{array}$: $(x+15)^2+(y+28)^2=169$;

11. $\begin{array}{c|ccc} x & -40 & -35 & -30 \\ \hline y & -31 & -29 & -26 \end{array}$: $(x+45)^2+(y+9)^2=529$.

2.4. L'état de rupture (Fig. 4)

1. $\begin{array}{c|cccccccccccc} x & -20 & -15 & -10 & -5 & 0 & 5 & 15 & 25 & 35 & 45 & 50 \\ \hline y & 12 & 12 & 12 & 12 & 12 & 12 & 12 & 12 & 12 & 12 & 12 \end{array}$: $y=12$;

2. $\begin{array}{c|cccccccccc} x & 50 & 53 & 56 & 58 & 59 & 60 & 61 & 62 & 63 & 65 \\ \hline y & 13 & 14 & 15 & 16 & 17 & 18 & 19 & 20 & 22 & 25 \end{array}$: $(x-46)^2+(y-33)^2=400$;

3. $\begin{array}{c|ccccc} x & 61 & 62 & 63 & 64 & 65 \\ \hline y & 0 & 5 & 11 & 17 & 25 \end{array}$: $25x-4y-1\,525=0$;

4. $\begin{array}{c|cccccccccccc} x & 61 & 60 & 59 & 58 & 57 & 56 & 55 & 54 & 52 & 50 & 45 & 40 \\ \hline y & 0 & -2 & -4 & -5 & -6 & -7 & -8 & -9 & -11 & -12 & -13 & -14 \end{array}$: $(x-41)^2+(y-8)^2=484$

5. $\begin{array}{c|cccc} x & 40 & 35 & 0 & -15 \\ \hline y & -14 & -14 & -14 & -14 \end{array}$; $y=-14$;

6. $\begin{array}{c|cccc} x & -15 & -23 & -30 & -40 \\ \hline y & -14 & -15 & -16 & -17 \end{array}$: $3x-25y-305=0$;

7. $\begin{array}{c|ccccc} x & -40 & -45 & -47 & -50 & -52 \\ \hline y & -17 & -19 & -20 & -24 & -29 \end{array}$; $(x+37)^2+(y+32)^2=225$;

8. $\begin{array}{c|ccccc} x & -52 & -51 & -50 & -49 & -47 \\ \hline y & -29 & -16 & -15 & -6 & -2 \end{array}$: $27x-5y+1\,259=0$;

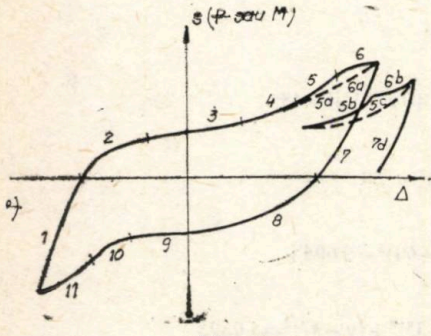


Fig. 3

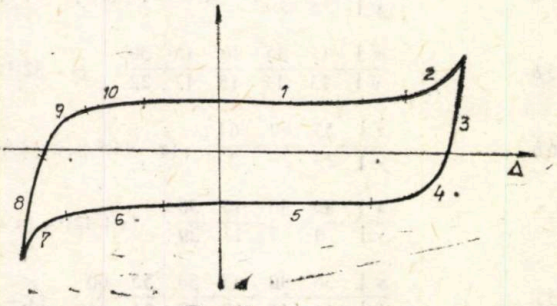


Fig. 4

9. $\begin{array}{c|cccccccccc} x & -47 & -46 & -45 & -44 & -43 & -42 & -41 & -40 & -38 & -35 \\ \hline y & -2 & 0 & 2 & 4 & 5 & 6 & 7 & 8 & 9 & 10 \end{array}$: $(x+32)^2+(y+5)^2=225$;

10. $\begin{array}{c|cccc} x & -35 & -30 & -25 & -20 \\ \hline y & 10 & 11 & 11,5 & 12 \end{array}$: $2x-15y+220=0$

2.5. La courbe moyenne enveloppante (Fig. 5)

1. $\begin{array}{c|ccccccccccc} x & -5 & -4 & -3 & -2 & -1 & 0 & 1 & 2 & 3 & 4 & 5 \\ \hline y & -12 & -10 & -7,5 & -4,5 & -2,5 & 0 & 2,5 & 4,5 & 7,5 & 10 & 12 \end{array}$: $12x-5y=0$;

2. $\begin{array}{c|ccccccccccccc} x & 6 & 7 & 10 & 11 & 15 & 20 & 30 & 40 & 50 & 55 & 60 & 65 & 70 & 75 \\ \hline y & 14 & 15 & 19 & 20 & 23 & 27 & 31 & 33 & 32 & 31 & 30 & 27 & 24 & 20 \end{array}$: $(x-43)^2+(y+13)^2=2\,116$;

3. $\begin{array}{c|cccccccccccccc} x & -75 & -70 & -65 & -60 & -55 & -50 & -40 & -30 & -20 & -15 & -11 & -10 & -7 & -6 \\ \hline y & -20 & -24 & -27 & -30 & -31 & -32 & -33 & -31 & -27 & -23 & -20 & -19 & -15 & -14 \end{array}$:

$(x+43)^2+(y-13)^2=2\,116$;

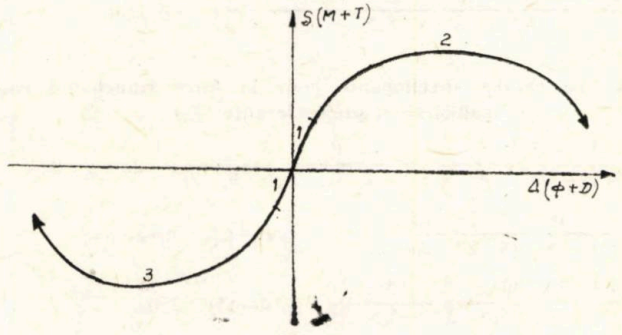


Fig. 5

2.6. La courbe envellopante pour le moment comme sollicitation prépondérante (Fig. 6)

1. $\begin{array}{c|ccccccc} x & -3 & -2 & -1 & 0 & 1 & 2 & 3 \\ \hline y & -26,5 & -18,5 & -9,5 & 0 & 9,5 & 18,5 & 26,5 \end{array}$: $y=\dfrac{960x}{x^2+100}$;

2. $\begin{array}{c|cccccc} x & 4 & 7 & 10 & 13 & 16 & 20 \\ \hline y & 31 & 32 & 32 & 31 & 30 & 26 \end{array}$: $(x-9)^2+(y-19)^2=169$;

3. $\begin{array}{c|cc} x & 20 & 24 \\ \hline y & 26 & 25 \end{array}$: $x+4y-124=0$;

4. $\begin{array}{c|cccccc} x & 30 & 35 & 40 & 45 & 50 & 54 \\ \hline y & 20 & 17 & 15 & 13,5 & 12 & 11 \end{array}$: $xy=600$;

5. $\begin{array}{c|cccccc} x & 56 & 60 & 65 & 70 & 75 & 80 \\ \hline y & 10 & 9,5 & 8,5 & 8 & 7,5 & 7 \end{array}$: $xy=560$;

2'. $\begin{array}{c|cccccc} x & -20 & -16 & -13 & -10 & -7 & -4 \\ \hline y & -26 & -30 & -31 & -32 & -32 & -31 \end{array}$: $(x+9)^2+(y+19)^2=169$;

3'. $\begin{array}{c|cc} x & -24 & -20 \\ \hline y & -25 & -26 \end{array}$: $x+4y+124=0$;

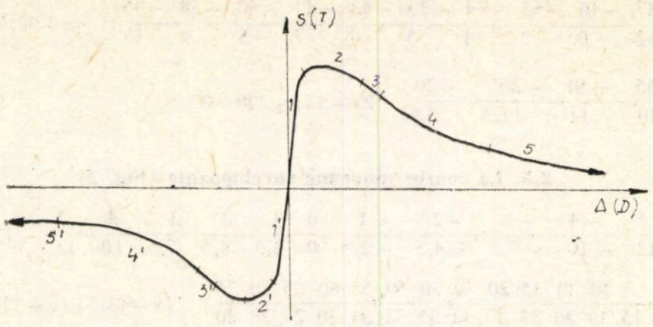


Fig. 6

4′. $\begin{array}{c|cccccc} x & -54 & -50 & -45 & -40 & -35 & -30 \\ \hline y & -11 & -12 & -13{,}5 & -15 & -17 & -20 \end{array}$: $xy=600$;

5′. $\begin{array}{c|cccccc} x & -80 & -75 & -70 & -65 & -60 & -56 \\ \hline y & -7 & -7{,}5 & -8 & -8{,}5 & -9{,}5 & -10 \end{array}$: $xy=560$.

2.7. La courbe envellopante pour la force tranchante comme sollicitation prépondérante (Fig. 7)

1. $\begin{array}{c|ccccccccc} x & -5 & -4 & -3 & -1 & 0 & 1 & 3 & 4 & 5 \\ \hline y & -10 & -8 & -6 & -2 & 0 & 2 & 6 & 8 & 10 \end{array}$: $2x-y=0$;

2 $\begin{array}{c|ccccc} x & 10 & 15 & 20 & 25 & 30 \\ \hline y & 15 & 18 & 20 & 21 & 22 \end{array}$: $(x-30)^2+(y+9)^2=961$;

3. $\begin{array}{c|ccccc} x & 35 & 40 & 50 & 55 & 60 \\ \hline y & 23 & 23{,}5 & 25 & 25{,}5 & 26 \end{array}$; $2x-15y+270=0$;

4. $\begin{array}{c|cc} x & 60 & 67 \\ \hline y & 26 & 27 \end{array}$: $x-7y+122=0$;

5. $\begin{array}{c|cccc} x & 70 & 75 & 80 & 85 \\ \hline y & 28 & 29 & 28 & 20 \end{array}$: $(x-73)^2+(y-17)^2=144$;

2′. $\begin{array}{c|ccccc} x & -30 & -25 & -20 & -15 & -10 \\ \hline y & -22 & -21 & -20 & -18 & -15 \end{array}$: $(x+30)^2+(y-9)^2=961$;

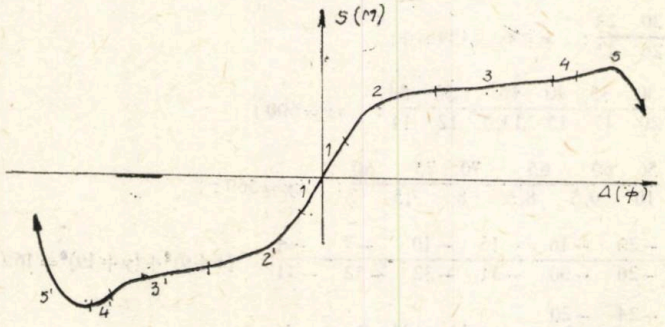


Fig. 7

3'. $\begin{array}{c|ccccc} x & -60 & -55 & -50 & -40 & -30 \\ \hline y & -26 & -25{,}5 & -25 & -23{,}5 & -23 \end{array}$: $2x-15y-270=0$;

4'. $\begin{array}{c|cc} x & -67 & -60 \\ \hline y & -27 & -26 \end{array}$: $x-7y+122=0$;

5'. $\begin{array}{c|cccc} x & -85 & -80 & -75 & -70 \\ \hline y & -20 & -28 & -29 & -28 \end{array}$: $(x+73)^2+(y+17)^2=144$.

3. L'approximation par des polynômes d interpolation

La seconde méthode utilise la tabulation précédente pour obtenir un polynôme algébrique en approximant la fonction dont l'expression analytique n'est pas connue, mais pour laquelle sont connues les valeurs dans un nombre fini de points. L'avantage de la méthode consiste en l'utilisation du calculateur électronique pour obtenir une expression analytique approximative, par morceaux. Nous avons choisi le polynôme d'interpolation de L a g r a n g e, parce que les points d'interpolation ne sont pas toujours équidistants.

Nous avons écrit un programme FORTRAN, dont l'utilisation permet d'obtenir les coefficients du polynôme d'interpolation et les valeurs approximatives dans les points intermédiaires des noeuds considérés. En utilisant le même programme on peut obtenir les dates concernant une famille des courbes qui sont approximées par le polynôme de L a g r a n g e, construit ayant en vue le tableau des valeurs.

Le polynôme d'interpolation de L a g r a n g e pour les points (x_1, y_1), (x_2, y_2), ..., (x_n, y_n) est :

$$P(x)=\sum_{i=1}^{n} b_i P_i(x),$$

où

$$P_i(x)=\prod_{\substack{j=1\\ j\neq i}}^{n}(x-x_j), \quad (i=\overline{1,n}), \quad b_i=\frac{y_i}{P_i(x_i)}.$$

Donc

$$P(x)=\sum_{i=1}^{n} y_i \prod_{\substack{j=1\\ j\neq i}}^{n}\frac{x-x_j}{x_i-x_j}=$$

$$=\sum_{i=1}^{n} y_i \frac{(x-x_1)(x-x_2)\ldots(x-x_{i-1})(x-x_{i+1})\ldots(x-x_n)}{(x_i-x_1)(x_i-x_2)\ldots(x_i-x_{i-1})(x_i-x_{i+1})\ldots(x_i-x_n)}.$$

3.1. Le schéma logique et le programme élaboré

Dans le schéma logique et dans le programme nous avons utilisé les paramètres principaux suivants :

a) $X(J)$ — les points initiaux, $Y(J)$ — les valeurs dans ces points, où $J=1, 2, \ldots, N$.

b) $PI(J)=[X-X(1)]\,[X-X(2)]\ldots[X-X(J-1)]\,[X-X(J+1)]\ldots[X-X(N)]$.

c) $B(J)=\dfrac{Y(J)}{PI(J)}$.

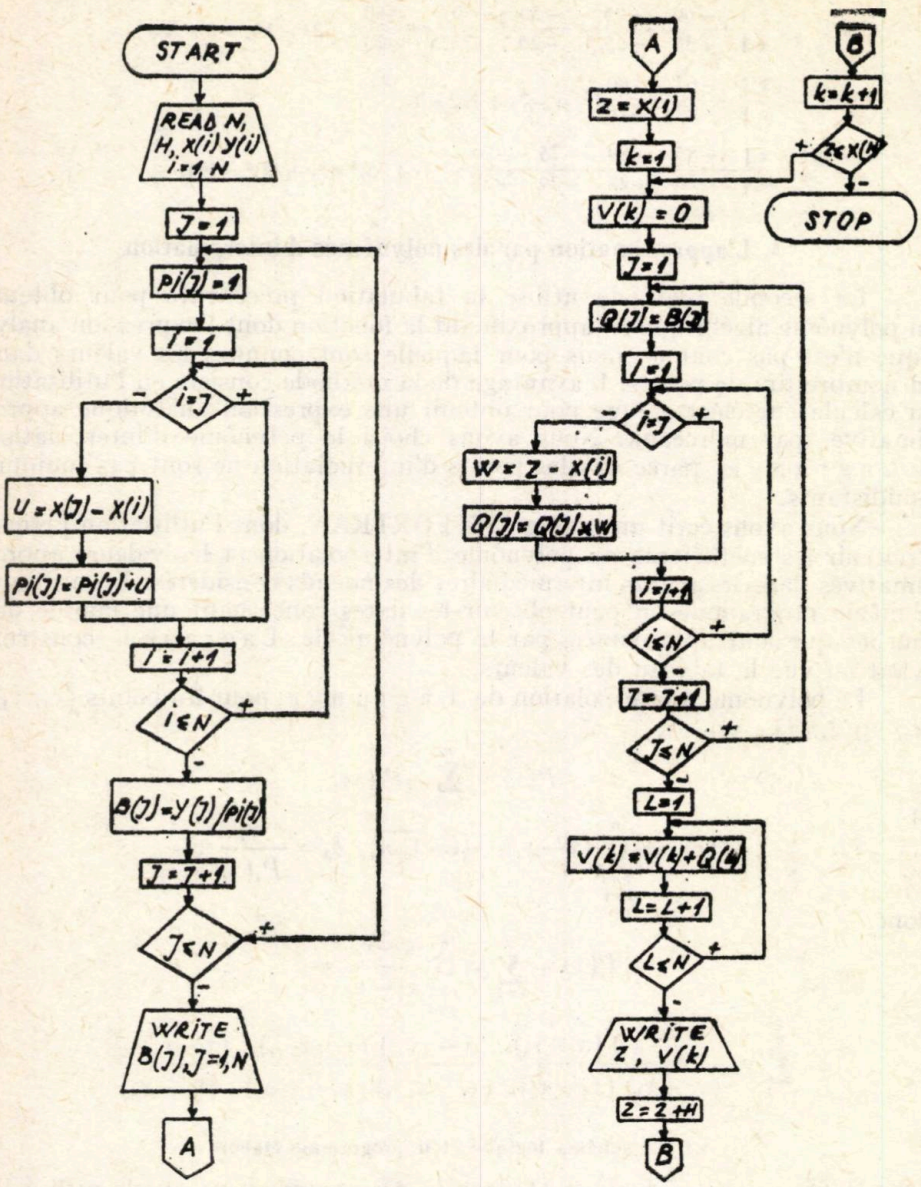


Fig. 8

d) Z — une variable de l'intervalle $[X(1), X(N)]$ dans laquelle on calculera les valeurs intermédiaires. Cette variable a la valeur initiale $X(1)$ qui est augmentée par le pas H, choisi au désir de l'utilisateur. Dans le programme utilisé on considère le pas $H=0,5$.

e) H — le pas de croissance de la variable Z. On ajoute ce pas tant que $Z \leqslant X(N)$.

f) $V(K)$ — vecteur contenant les valeurs intermédiaires dans les points Z, qui peuvent être affichées au moment dont les valeurs de Z sont $> X(N)$, ou chaque fois quand on l'obtient, comme nous avons procédé dans ce programme.

g) $Q(J)$ — le terme $B(J)\,[X-X(1)]...[X-X(J-1)]\,[X-X(J+1)]...$ $...[X-X(N)]$.

Le schéma logique est représenté dans la fig. 8.

Le programme FORTRAN

```
•            JOB LAGRANGE, AN : 01FO, PN : MAFTEI
•            COMPILE FORTRAN
      DIMENSION X(100), Y(100), PI(100), B(100), Q(100), V(100)
C     ***************************************
C     *CALCUL COEFFICIENTS POYLNÔME *
C     *INTERPOLATION LAGRANGE *
C     ***************************************
  200 READ (105, 1, END=100)N
    1 FORMAT (I2)
      READ(105, 2, END=100)H
    2 FORMAT (F15.9)
      READ(105, 3, END=100)(X(I), I=1, N)
      READ(105, 3, END=100)(Y(I), I=1, N)
    3 FORMAT(10F8.4)
      J=1
   20 PI(J)=1
      I=1
   30 IF(I.EQ.J) GO TO 10
      U=X(J)-X(I)
      PI(J)=PI(J)*U
   10 I=I+1
      IF(I.LE.N) GO TO 30
      B(J)=Y(J)/PI(J)
      J=J+1
      IF(J.LE.N) GO TO 20
      PRINT 4
    4 FORMAT(30X,' ** COEFFICIENTS LAGRANGE SONT : **')
      PRINT 5
    5 FORMAT (32X, 29('-'))
      WRITE (108,6)(B(J), J=1, N)
    6 FORMAT(30X, (3(E15.6, 2X), I')
C     ***************************************
C     *CALCUL VALEURS INTERMÉDIAIRES*
C     ***************************************
      PRINT 7
    7 FORMAT (30X, '**VALEURS INTERMÉDIAIRES**')
      PRINT 71
   71 FORMAT(33X, 20('-'))
      Z=X(1)
      K=1
   80 V(K)=0
      J=1
   60 Q(J)=B(J)
      I=1
   50 IF(I.EQ.J) GO TO 40
      W=Z-X(I)
      Q(J)=Q(J)*W
```

```
   40 I=I+1
      IF(I.LE.N) GO TO 50
      J=J+1
      IF(J.LE.N) GO TO 60
      DO 70 L=1,N
      V(K)=V(K)+Q(L)
   70 CONTINUE
      WRITE(108,8)Z, V(K)
    8 FORMAT (30X, ** X=', E15.6,'* * Y=', E15.6)
      Z=Z+H
      K=K+1
      IF(Z.LE.X(N)) GO TO 80
      GO TO 200
      100 STOP
      END
•           LINK
•           RUN TIME : 99, ML : 10 000
• EØF
•           E Ø J
```

Les résultats obtenus par l'utilisation du programme pour les morceaux de courbe *2* et *5* du diagramme de la fig. 2, et de la courbe *1* du diagramme de la fig. 6, sont donnés dans les tableaux 1...3.

Tableau 1

Fig. 2, courbe *2*	Les coefficients
	$b_1=-0,01$; $b_2=0,0622222$; $b_3=-0,11$; $b_4=0,0535714$

Les valeurs intermédiaires			
x	y	x	y
15,0	7,00000	22,5	18,0722
15,5	7,56509	23,0	18,8819
16,0	8,16857	23,5	19,6827
16,5	8,80729	24,0	20,4714
17,0	9,47809	24,5	21,2449
17,5	10,1778	25,0	22,0000
18,0	10,9033	25,5	22,7335
18,5	11,6515	26,0	23,4424
19,0	12,4191	26,5	24,1234
19,5	13,2029	27,0	24,7733
20,0	14,0000	27,5	25,3891
20,5	14,8071	28,0	25,9676
21,0	15,6209	28,5	26,5056
21,5	16,4386	29 0	27,0000
22,0	17,2567		

Tableau 2

Fig. 2, courbe *5*	Les coefficients
	$b_1=0,0601852$; $b_2=-0,112500$; $b_3=0,0740741$; $b_4=-0,0173611$

Les valeurs intermédiaires			
x	y	x	y
−24,0	−26,0000	−17,5	−13,9009
−23,5	−24,8568	−17,0	−13,1181
−23,0	−23,7611	−16,5	−12,3398
−22,5	−22,7096	−16,0	−11,5630
−22,0	−21,6991	−15,5	−10,7841
−21,5	−20,7261	−15,0	−10,0000
−21,0	−19,7875	−14,5	− 9,20732
−20,5	−18,8799	−14,0	− 8,40278
−20,0	−18,0000	−13,5	− 7,58307
−19,5	−17,1445	−13,0	− 6,74491
−19,0	−16,3102	−12,5	− 5,88498
−18,5	−15,4937	−12,0	− 5,00000
−18,0	−14,6917		

4. Sur l'erreur du procédé proposé

Nous finissons avec quelques explications à propos de l'erreur de troncature et d'arrondissement dans l'interpolation lagrangienne.

Par erreur de troncature on entend l'erreur produite en remplaçeant l'expression analytique exacte avec un polynôme de Lagrange ; l'erreur

Tableau 3

	Les coefficients
Fig. 6, courbe *1*	$b_1=-0,0368056$; $b_2=0,154167$; $b_3=-0,197917$; $b_4=0,0000$; $b_5=0,197917$; $b_6=-0,154167$; $b_7=0,0368056$

Les valeurs intermédiaires			
x	y	x	y
−3,0	−26,50000	0,5	4,78125
−2,5	−22,6562	1,0	9,50000
−2,0	−18,5000	1,5	14,0937
−1,5	−14,0937	2,0	18,5000
−1,0	− 9,50000	2,5	22,6562
−0,5	− 4,78125	3,0	26,5000
0,0	0,00000		

d'arondissement provient de la coupure des résultats des opérations arithmétiques par le calcul de la virgule mobile.

L'erreur de troncature E_T baisse pour $n!$ croissant, avec la condition que la n-ième derivée de la fonction f, à approximer, ait une petite variation dans l'intervalle $[x_1, x_n]$. Ce fait est évident ayant en vue la relation ;

$$E_T=\frac{f^{(n)}(\xi)}{n!}\prod_{j=1}^{n}(x-x_j),\ \text{où}\ x_1\leqslant\xi\leqslant x_n.$$

L'erreur d'arrondissement en $P(x)$, lorsque le polynôme de Lagrange est construit pour les points (x_1, y_1), (x_2, y_2),..., (x_n, y_n), est croissante à la fois avec n^2, dans l'hypothèse que la n-ième derivée de la fonction à interpoler est continue dans l'intervalle $[x_1, x_n]$.

Mais, pour n croissant, la décroissance de l'erreur de troncature est plus rapide que la croissance de l'erreur d'arrondissement.

Signalons que dans certaines cas particuliers, la condition essentielle que $f^{(n)}$ soit continue n'est pas satisfaite et par conséquence les conclusions précédentes sont contredites.

Les résultats sont affectés de même par des erreurs inhérents à cause de l'incertitude des mesures.

Reçue le 4 juillet 1984

Institut Polytechnique, Jassy,
Chaire de Mathématiques

BIBLIOGRAPHIE

1. * * * *Modele histeretice de analiză dinamică a structurilor supuse la solicitări seismice.* Phase I/1983, Référat I.C.C.P.D.C., Filiale de Jassy, 1983.
2. Wang T.Y., Bertero V.V., Popov E.P., *Hysteretic Behaviour of Reinforced Concrete Framed Walls.* Report No. 75–23, E.E.R.C., Univ. of Calif., Berkeley, California, 1975.

3. Hanson R.D., *Comparison of Static and Dynamic Hysteresis Curves*. J. of the Engrg. Mech. Div., A.S.C.E., 9 (1966).
4. Dorn W.S., Mc. Cracken D.D., *Metode numerice cu pograme FORTRAN IV*, (trad de l'anglais). Ed. Tehn., Buc., 1976.

EXPRESII ANALITICE PENTRU MODELE HISTERETICE DE ANALIZĂ DINAMICĂ A STRUCTURILOR SUPUSE LA ACȚIUNI SEISMICE

(Rezumat)

Se aproximează diagramele histeresis, pe porțiuni, prin curbe algebrice de gradul întîi și al doilea. Se utilizează polinomul de interpolare Lagrange pentru obținerea unui polinom algebric care să aproximeze aceleași diagrame și se elaborează un program FORTRAN în acest scop.

BULETINUL INSTITUTULUI POLITEHNIC DIN IAŞI
Tomul XXX (XXXIV), Fasc. 1—4, 1984
Secţia V
CONSTRUCŢII. ÎMBUNĂTĂŢIRI FUNCIARE

D. C. 624.04

SOME EXPERIMENTAL AND THEORETICAL ASPECTS CONCERNING THE STATIC BEHAVIOUR OF NORMAL REINFORCED AND PRESTRESSED RECTANGULAR PLATES

BY

AL. NEGOIŢĂ, GABRIELA ATANASIU, RADU CIORNEI and LUCIAN STRAT

1. Introduction

In the frame of a research contract, some experimental and analytical investigations have been carried out in order to define the static and dynamic behaviour of R.C. rectangular slabs supported on two and respectively four edges. The normal R.C. slab type and also the prestressed one have been studied. Both the elastic and the postelastic behaviour have been taken into account. Only static behaviour of the members is reported herein

2. Model Design

Two models of heavy normal reinforced square plates and of prestressed concrete with a size of 3.00×3.00 m and a thickness of 6.50 cm have been set up. The reinforcement has been selected and calculated according to the limit state design of the bearing capacity, with the fulfillment of the requirements of the Romanian standards STAS 10 107/0 and STAS 10 107/2. The reinforcement of the R.C. slab was oriented after both directions by means of 6 PC 52 steel bars per meter, having a 6 mm dia. In the case of the prestressed one, the reinforcement has been provided with high wire STNB 3/3 dia and with a PC 52 steel square 30 cm mesh 6 mm dia. The geometry of the slab, the reinforcement disposition and the working stresses are shown in Fig. 1 *a* for the prestressed floor slab, and in Fig. 1 *b* for the normal heavy concrete one.

The models have been carried out in the BMT workshop of the Jassy Civil Engineering Faculty.

Every plate specimen has been investigated in two supporting conditions : a) simply supported along two opposite sides ; b) simply supported along all four sides.

First, the loading was oriented normal to the average surface of the slab, in agreement with the working stages, for an uniformely distributed live load of 300 daN/m^2 ; afterwards, an alternate static action oriented across the slab plane was produced in order to simulate low cycle loading ; this loading has been stepwise increased until the yield lines developed [1], [2].

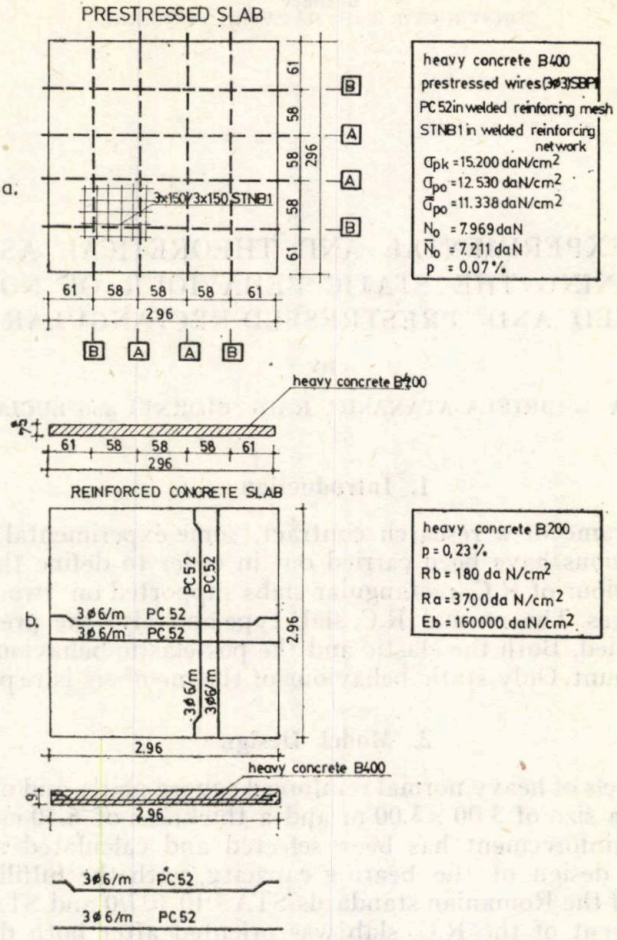


Fig. 1. — Details of the Model Slabs.

3. Testing Methodology. Equipment. Experimental Results

The testing stand has been designed as a grid platform resting on four columns fixed in the basement an allowing an easy access to the measuring equipment (Fig. 2). For the determination of stress and strain state of the slab floor in various loading steps by static action, strain gages with a 15 cm length connected to the tensometric bridges and also mechanical strain-meters with a 1/100 mm precision have been used.

The uniform static loading has been stepwise increased up to 300 daN/m^2 with the corresponding reading of the stresses and strains ; the pattern of the cracks developed in the floor slab is evidenced.

The deflection in the middle of the plate was 1.47 mm for the R.C. model and 2.13 mm for the prestressed one, in the case of the simple supported slab along all sides.

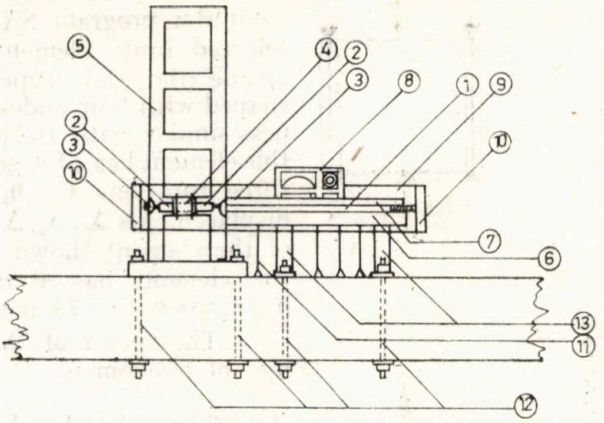


Fig. 2. — Testing Equipment: *1* — Loading Reinforce Concrete Slab; *2* — Actuator; *3* — Pressure Gauges; *4* — Beam Supporting Actuator; *5* — Testing Stand; *6* — Beam Supporting Slab; *7* — Frame for Securing Stability; *8* — Vibration Generator; *9* — Tie Rods; *10* — Trimmed Joists; *11* — Recorder Equipment Supports; *12* — Screw Connections; *13* — Rigid Frame Supporting Columns.

The deflection in the same point was 5.78 mm for the prestressed concrete plate when opposite edges were simple supported.

In the investigation of models loaded with a 300 daN/m² live load at alternative static action in ten loading steps starting from 2 000 daN up to 20 000 daN, very small practically negligible displacements of the floor slab in the transversal direction have been recorded.

The experimental results regarding the displacements of the mode plates for static loading in the points indicated in Fig. 3 are given in Table 1

Table 1

Support	Plate displacement, w, [cm]							
	Simply supported on two edges				Simply supported on all four edges			
Test point	O	A	B	D	O	A	B	D
Reinforced concrete slab	4.00	—	—	—	1.47	1.16	1.05	0.83
Prestressed concrete slab	5.78	4.82	6.23	6.35	2.13	2.00	1.88	1.63

4. Numerical Application of the R.C. Slab Analysis in the Finite Element Method

The investigation of the stress and strain analysis of the model specimen at static actions and also the dynamic response of the slab in the elastic range of behaviour have been carried out by means of the Finite

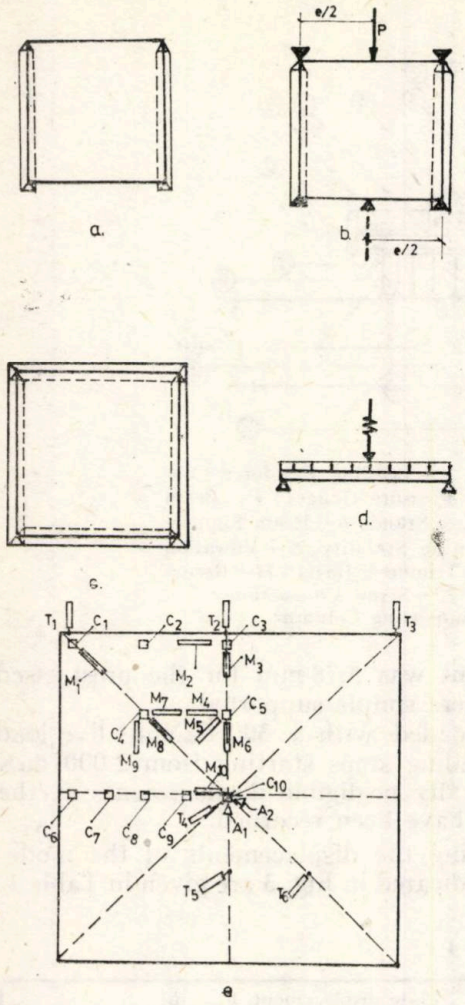


Fig. 3. — Test Specimens with Transducer Positioning; *a* — Schematic Plate Supporting, Case *1*; *b* — Lateral Static Loading Schema; *c* — Schematic Plate Supporting, Case *2*; *d* — Vertical Dynamic; Loading Schema; *e* — Location of Transducers.

Element Method (F.E.M.) using the computer program SAP IV [3]. The selected finite element has been the „plane (flat) slab" type, parallelipiped shaped with four nodes and the thickness similar with the plate thickness; this element has 24 degrees of freedom: three rotations θ_x, θ_y, θ_z and three displacements Δ_x, Δ_y, Δ_z in every angle of the element shown in Fig. 4. Since the element has 4 angles (corners), it results $6 \times 4 = 24$ parameters.

The vector of these nodal degrees of freedom is

$$(1)\quad \{\mathcal{R}_e\}^T = \{\Delta_{1x}, \Delta_{1y}, \Delta_{1z}, \theta_{1x}, \theta_{1y}\ \theta_{1z}\}$$

and the vector of the generalized nodal forces is

$$(2)\quad \{P_e\}^T = \{N_{1x}, N_{1y}, N_{1xy}, M_{1x}, M_{1y}, M_{1xy}\}.$$

The discretization of the structure has been carried out, for the sake of a good accuracy and comparing with experimental data, in 64 finite elements of the „plane (flat) slab" type, in this manner resulting 81 nodes and 486 unknowns. These unknowns have been represented by the rotations and displacements in the nodes of the network (s. Fig. 5).

As it is shown in Fig. 5, using the symmetry about x-x and y-y directions, only a quarter of the slab area has been analysed, considering 16 different finite elements described above.

Following situations of loading have been examined with the program SAP IV in the case of static action: a) permanent and live loading $(p+g)$ with a live load of 300 daN/m²; b) transversal static loading $P = 1\,000$ daN lumped in the middle of the slab; c) static loading directed in the middle plane area with an intensity of $P = 1\,000$ daN laterally acting in one side.

The sectional efforts in the middle of finite elements and the displacements of the grid (network) nodes for the model loaded in cases a)+b) are given in [4] characterizing the behaviour of the reinforced concrete specimen

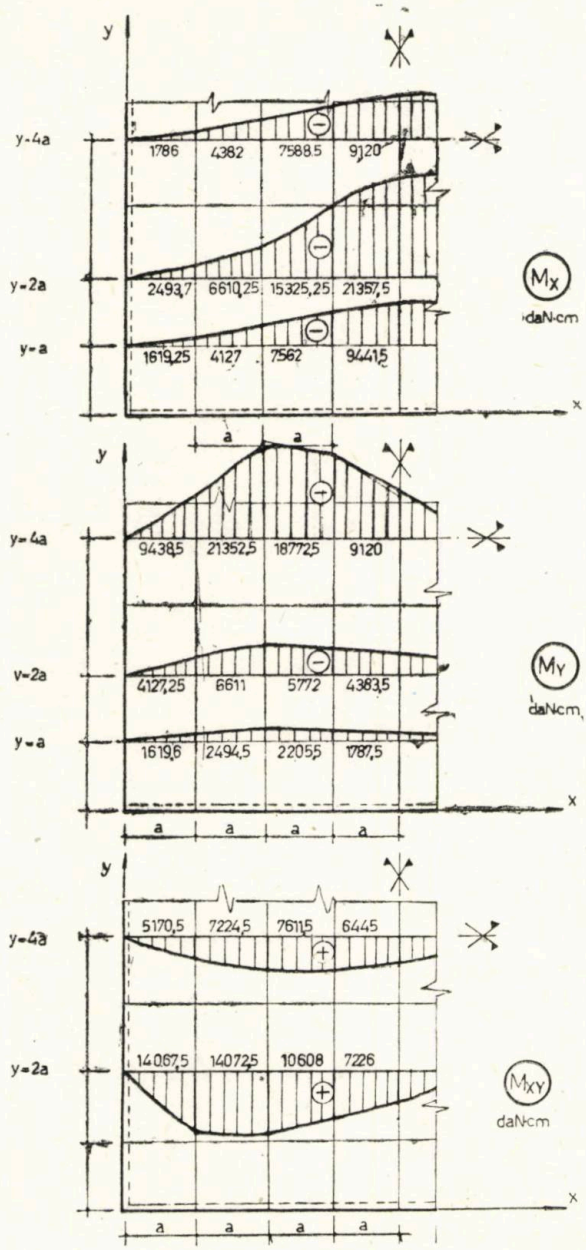
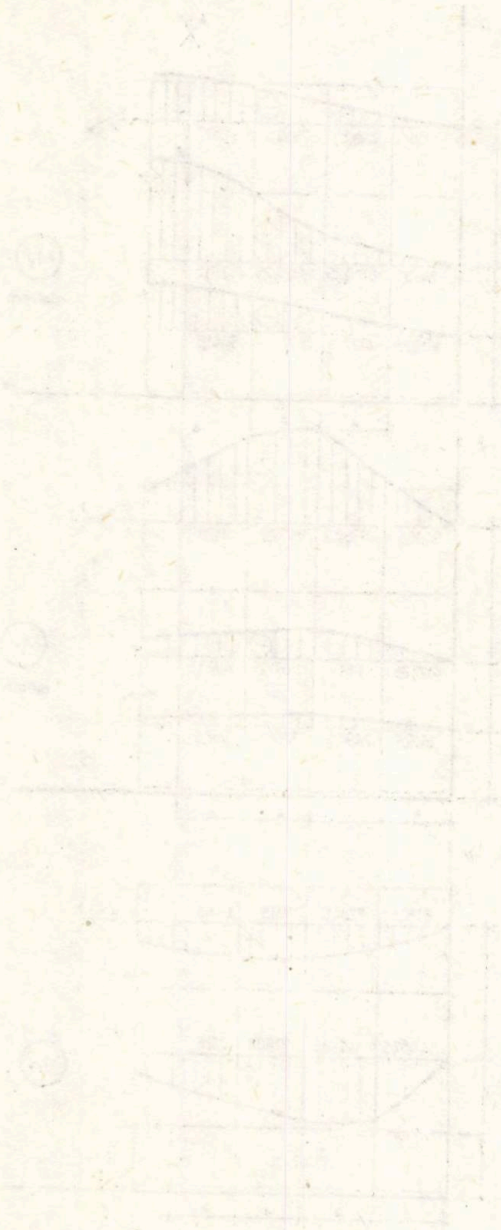


Fig. 6. — The Distribution of the Bending Moment.



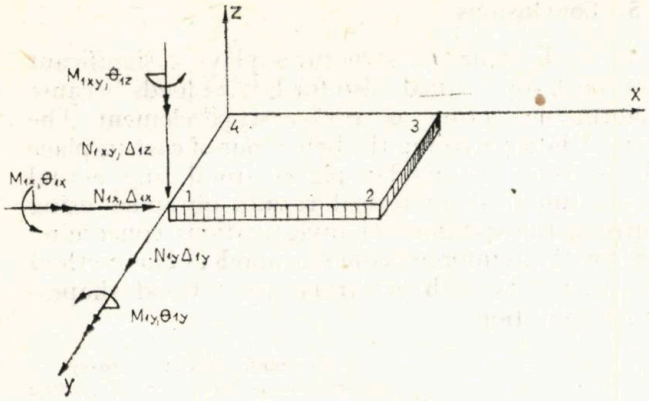


Fig. 4. — Finite Element of the Slab Type.

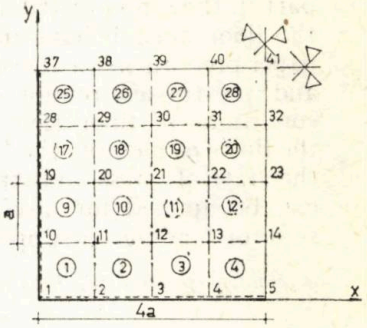


Fig. 5. — The Discretization of the Slab Area.

until the upper threshold of the elastic field. In the elastic range of behaviour, Fig. 6 presents the variation of the bending moments in two characteristic planes of the model, $y=2a$; $y=4a$; $x=0$, the case of simply supporting on the edge. One can notice the local effect due to the lumped action applied in the middle of the plate upon the effort distribution (M_x, M_y, M_{xy}).

Observing the variation of the principal stress distribution $\sigma_{1,2}$ and of the main directions in the center of every finite element, i, as indicated in Fig. 7, the peak values recorded throughout the test are put in evidence, also the good agreement between the calculated directions of the main stresses and the pattern of cracks drawn after the experimental tests [5].

The variation of the plate displacements, w, computed by means of F.E.M. in the transversal direction to the average plane area with coordinates ($x=0$, $y=2a$) and ($x=0$, $y=4a$) is represented in Fig. 3 in comparison with the experimental values. Again a good agreement between the theoretical and experimental results can be observed.

The theoretical analysis made by means of F.E.M. for the static response of the rectangular flat slab has put in evidence the following aspects. Applying the above mentioned testing methodology, a good agreement with the calculated values for the stress and strain distribution has been obtained. Secondly, the generality of this numerical method for the determination of the static response in any field of behaviour both for the cast-in-place, also for the prestressed floor slabs for a large variety of load combination and supporting conditions has been confirmed.

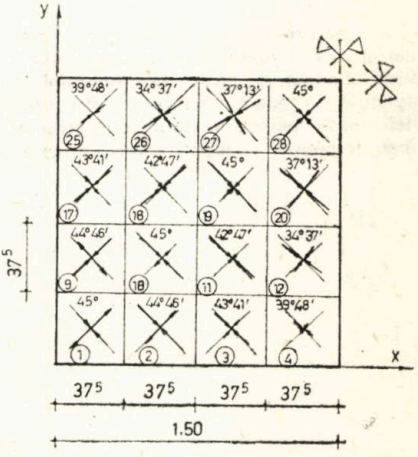


Fig. 7. — The Distribution of the Principal Stresses.

5. Conclusions

The flat slab as a part of the building structures plays a significant part in the stress distribution both for vertical, also for lateral loads because the floor must behave indeformable, acting as a shear-type element. The paper presents new experimental data regarding the behaviour of cast-in-place and prestressed reinforced concrete rectangular plates simulating actual conditions of floor elements. Numerical analytical results obtained using the finite element method agree with experimental investigations concerning the state of stress and strain for the reinforced concrete model. The method can be applied for any flat elements with arbitrary geometrical shapes, type of loading or supporting conditions.

Received, September 27, 1984

Polytechnic Institute, Jassy.
Department of Structural Mechanics

REFERENCES

1. Absi E., Brandt A., *Analiza i badanie plyt jelezobetonowych w stanie zarysowania*, PWN, Warszawa, 1974.
2. Schäfer H., *Zur Berechung von Stahlbetonplatten*. Diss., TH Darmstadt, 1976.
3. * * * *A General Structural Analysis Program SAP IV*. Berkeley, 1971.
4. Atanasiu G., *Contribuții privind comportarea dinamică a elementelor structurale din beton armat*. Ph. D. Diss., Polyt. Inst., Jassy, 1984.
5. * * * *Theoretical and Experimental Studies Concerning Low Cycle Tenacity, Ductility and Fatigue of Materials and Structural Members for Buildings in Seismic Areas*. Res. Report 843, I.C.C.P.D.C., Jassy Branch (1981).

UNELE ASPECTE EXPERIMENTALE ȘI TEORETICE PRIVIND COMPORTAREA STATICĂ A PLĂCILOR DREPTUNGHIULARE DIN BETON ARMAT NORMAL ȘI PRECOMPRIMAT

(Rezumat)

Se prezintă unele date experimentale noi privind comportarea plăcilor rectangulare din beton armat obișnuit și precomprimat care intră în alcătuirea planșeelor rigide, cercetările fiind conduse pe baza unei metodologii proprii. Rezultatele analitice ce au fost obținute aplicînd metoda elementului finit confirmă datele experimentale privind starea de tensiune și deformație pentru modelul din beton armat și atestă caracterul general al aplicării acestei metode pentru elemente plane cu orice forme geometrice și condiții de încărcare și rezemare.

BULETINUL INSTITUTULUI POLITEHNIC DIN IAȘI
Tomul XXX (XXXIV), Fasc. 1—4, 1984
Secția V
CONSTRUCȚII. ÎMBUNĂTĂȚIRI FUNCIARE

D. C. 624.02

CONSIDERATIONS ON THERMAL BRIDGES IN LARGE THREELAYER PANELS

BY

VIRGIL FOCȘA and TEODOR VORNICU

1. Introduction

The expansion of the industrialization process in the field of constructions has required the use of large, prefabricated panels for enclosure walls, especially in dwelling houses.

These walls are characterized by physical non-homogeneity and a high percentage of thermal bridges which amplify the heat transfer from the inside to the outside during winter time.

The analysis of this phenomenon and the limitation of thermal bridge influence make the topic of this study, on the assumption of space transmission of heat under steady-state thermal condition, expressed by the relation :

$$\frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda_x \frac{\partial \theta}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(\lambda_y \frac{\partial \theta}{\partial y}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(\lambda_z \frac{\partial \theta}{\partial z}\right) = 0. \tag{1}$$

For the integration of this equation the finite differences method was used, consisting in the conversion of the differential equation with partial derivatives (1) into a linear algebraic equation system.

The generation and solution of the equation system was ensured with the aid of FELIX-256 computer, using the SPATERM2 automated computer program, made up within the Civil Engineering Department, in cooperation with the Computer Centre of the „Al. I. Cuza" University.

2. Thermal Bridge Influence on Outer Panels

Exterior large prefabricated panels used in the façades of the blocks of flats are made up of four layers (Fig. 1).

The bond between the inner and outer reinforced concrete layers is made by reinforced concrete ribs which constitute thermal bridges. The reduction of the p percentage of the thermal bridges surface influences the panel heat transfer resistance R_0 favourably (Fig. 2).

The disposing of thermal bridges in large façade panels is shown in Fig. 3. The reduction of thermal bridge percentage can be achieved by many ways, one of them being to keep the bond between the concrete layers in the upper part of the panel and to use the nodal points (as plots) for the rest of the panel (Fig. 4).

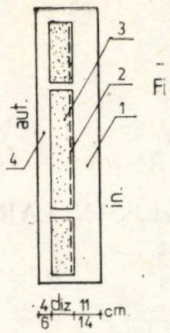


Fig. 1. — Exterior large panel structure: *1* — Reinforced concrete B 250; *2* — Vapour barrier; *3* — Thermoinsulation; *4* — Reinforced concrete B 250.

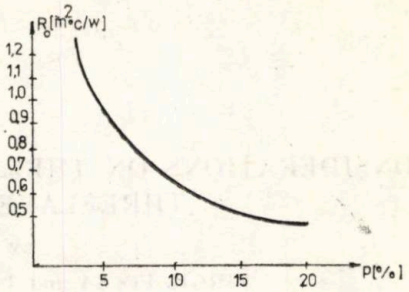


Fig. 2. — Variation of the thermal resistance (R_0), function of the thermal bridge percentage.

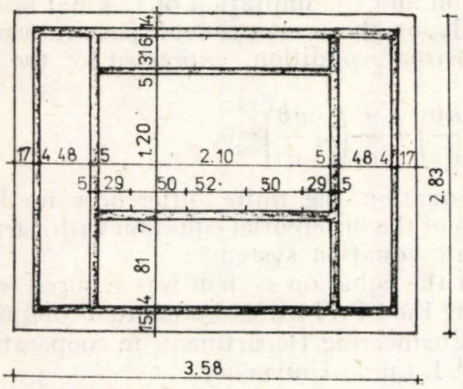


Fig. 3. — The disposition of thermal bridges in façade panels.

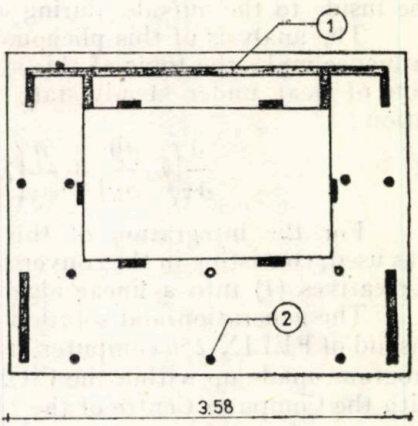


Fig. 4. — Panel with low thermal bridge percentage: *1* — Linear bridges; *2* — Point bridges.

2.1. Thermal Characteristics of Nodal Points

The experimented nodal points were made up of reinforced concrete plots of M 100 cement mortar, cylindrical in shape, crossed by transverse metal nods, having the role of anchorage for the two reinforcement layers (Fig. 5).

The thermal resistance in the plot area is influenced by the following factors: a) the plot diameter and length; b) the thermal conductivity λ of the plot materials; c) the presence of transversal reinforcement.

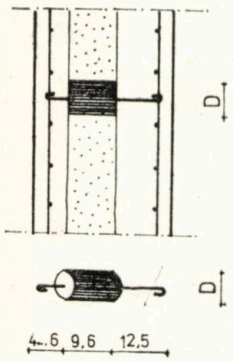


Fig. 5. — Nodal plot in large panels.

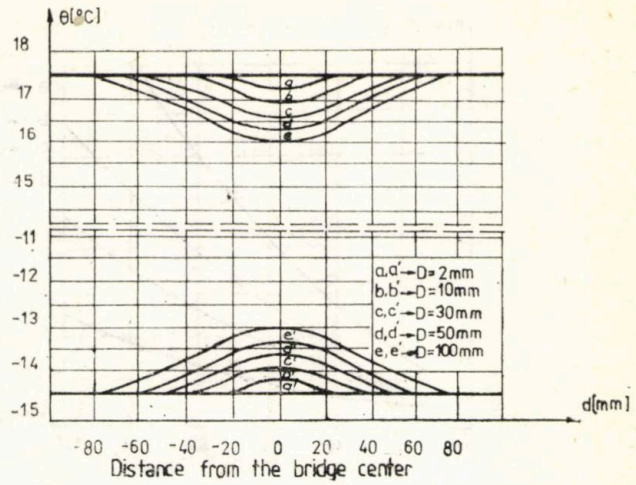


Fig. 6. — Variation of θ_{si} and θ_{se} values function of the plot diameter (D).

a) *The Plot Diameter Influence (D)*. The diameter of the nodal plot influences the temperature values of the outer and inner panel surfaces. Thus, the difference between the inner temperature (θ_i) and the inner surface (θ_{si}) decreases with the plot diameter decrease.

In Fig. 6 it is shown the temperature variation of the inner (θ_{si}) and outer (θ_{se}) surface for different thickness values of the nodal plot.

The thermal field values determines the thermal permeability variation in the influence area, expressing the law of resistance decrease with thermal permeability, according to Fig. 7, from 0.45 to 1.00, function of the plot diameter.

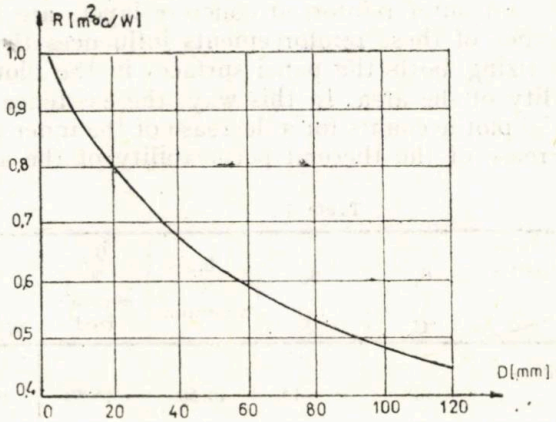


Fig. 7. — Resistance variation for thermal permeability $1/\lambda$, function of the plot diameter.

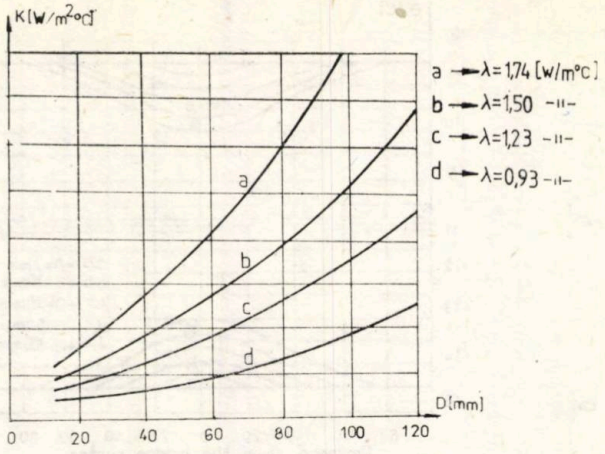


Fig. 8. — Thermal conductivity and plot diameter influence on thermal permeability $\lambda = k$.

b) *The Thermal Conductivity Influence of the Nodal Plot.* The thermal conductivity of the nodal plot material influences the thermal field values of the panel surface (inner, outer) and the thermal permeability in the influence area of the plot. The thermal field variation is similar to that shown in Fig. 6 so that θ_{si} value increases with the thermal conductivity (λ) decrease of the plot material. It is obvious that an increase of the thermal conductivity of the plot material determines the increase of the thermal permeability of the plot influence area.

If the plot thickness influence is considered, as well the variation shown in Fig. 8 is obtained.

c) *The Influence of the Transversal Plot Reinforcement.* Generally, in hygrothermal calculations, the transversal reinforcements passing through thermal bridges and having the role of anchoring the reinforcement neeshes between the inner and outer reinforced concrete layers are not taken into account. The presence of these reinforcements influences the thermal field variation characterizing both the panel surfaces in the plot area and the thermal permeability of the area. In this way, the existence of transversal reinforcement in the plot accounts for a decrease of the inner surface temperature and an increase of the thermal permeability of the area (Table 1).

Table 1

Hygrothermal characteristics / Type of bond	θ_i °C	θ_e °C	θ_{si} °C minimum	θ_{si} °C normalized	K W/m² °C	Difference for K %
With transverse reinforcement	18	−15	14.59	15.59	0.687	100
Without transverse reinforcement	18	−15	14.655	15.73	0.673	97.9

The phenomenon of heat transfer trough the plot reinforcement is analogous to the short-circuit in the electric current transmission.

d) *The Iteration Number Influence on the Thermotechnical Area Parameters.* As presented in the integration of the equation (1) is made using the finite differences method by conversing the equation into a system of linear algebraic equations.

In order to obtain the values of the respective functions (temperature) the equation system is solved using the Gauss-Seidel iteration method. Two criteria of output are imposed on the SPATERM2 automated computer program, to stop the calculation algorhythm, namely: a) maximum admitted number of iterations (KT) ; b) maximum difference of the function value between two succesive iterations (CRIT).

The greater the KT number and the smaller the CRIT value, the more normalized the function values will be.

It is to be noted the fact that the computer algorhythm stops when one of the imposed criteria is met.

For fields of study exceeding 1 000 discrete points, it is recommended to impose, for the output criteria, the values

$$KT \geqslant 250...300 \; ; \; CRIT \leqslant 0.01°C.$$

Fig. 9 shows the variations of the thermal field and permeability values characterizing the inner panel surface, when different values are imposed for CRIT.

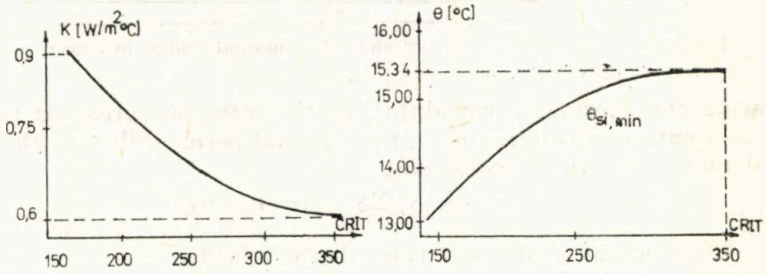


Fig. 9. — Thermal permeability and field variation function of the values imposed for CRIT$\leqslant$0.01°C.

3. Thermal Permeability of Panels with Reduced Thermal Bridges

A large non-bearing panel with reduced thermal bridge was chosen (Fig. 10). The analyzed panel has the following characteristics : a) inner layer of B 250 concrete ; 5.5 cm thickness ; b) thermoinsulating layer of GBNT cellular autoclaved concrete ; 20 cm thickness ; c) outer layer of B 250 reinforced concrete ; 5.5 cm thickness.

Taking into consideration the spatial heat transmission under steady-state thermal condition, the panel may be divided into six distinct areas, corresponding to each type of thermal bridge and one current field area.

The area of influence for each thermal bridge is given by the thermal field variation of the inner panel surface (Fig. 10).

Exterior Large Panel With Point Bridges

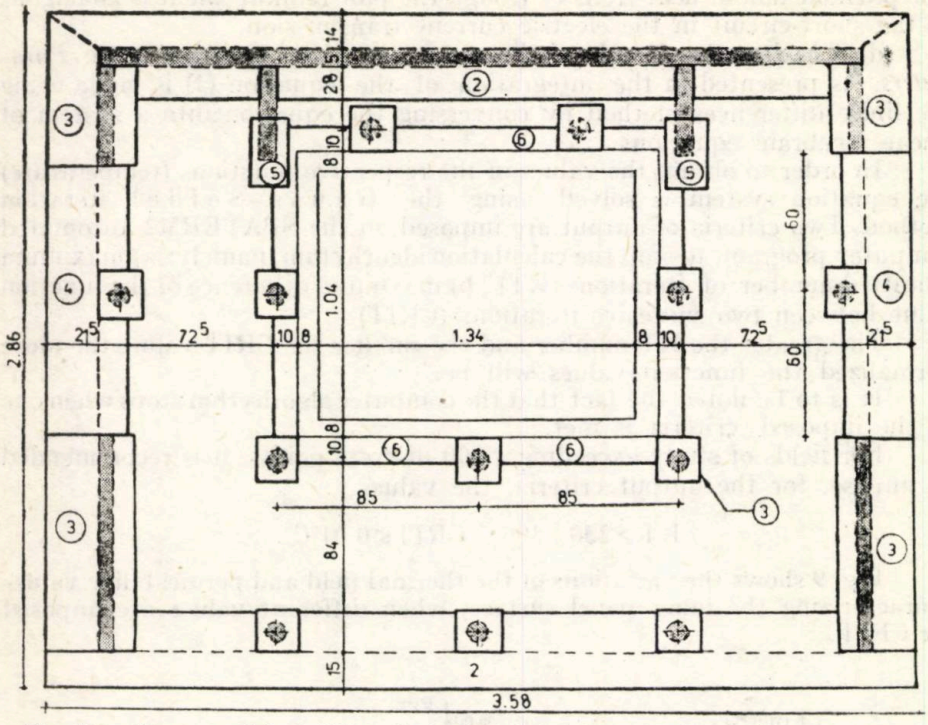


Fig. 10. — Large panel for building ; limitation of the thermal bridge influence areas.

Knowing the thermal permeability of the influence areas of thermal bridges and of current field area (K_j), the thermal permeability of the panel can be calculated by the expressions

$$K_p = \sum_j K_j S_j / \sum_j S_j, \quad (j = 1,...,6), \tag{2}$$

where S_j — influence area of the j type thermal bridge.

The values obtained for the panel under study using the SPATERM2 program are given in Table 2.

Table 2

Type of thermal bridge	Thermotechnical characteristics								
	θ_i °C	θ_e °C	$\theta_{si\ min}$ °C	$\theta_{si\ max}$ °C	$\theta_{si\ med}$ °C	S m²	K W/m² °C	$1/K = 1/R$ m²°C/W	CRIT °C
1	18	−15	13.2	14.0	13.6	0.042	1.142	0.876	<0.01
2			11.7	16.2	14.0	0.135	1.413	0.708	
3			12.1	16.2	14.2	0.183	1.482	0.675	
4			14.2	16.6	15.4	0.161	1.052	0.950	
5			12.2	14.3	13.2	0.070	1.203	0.831	
6			7.5	16.5	12.0	2.414	1.932	0.518	
K global considering the window						= 1.348 (1/K = 0.741)			
K global without considering the window						= 1.181 (1/K = 0.847)			

4. Conclusions

The large panels for exterior walls with non-homogenous structure and thermal bridges are characterized by the variation of the inner surface thermal field and of the mean resistance at heat transfer.

The thermal behaviour of the non-homogenous panels depends on the following factors : a) percentage and total length of thermal bridges ; b) thickness of thermoinsulating layer ; c) thermal conductivity of materials ; d) geometrical characteristics of bridges.

The paper has presented the results of analytical studies concerning the characteristics of a new panel structure with point thermal bridges. The behaviour and the thermal characteristics of point thermal bridges in concrete and transversal reinforcement has been analyzed. An increase of the actual average thermal resistance of the panel with 30% has been obtained for the case under study.

Received, July 24, 1984

Polytechnic Institute, Jassy,
Department of Civil Engineering

REFERENCES

1. Focșa V., *Higrotermica și acustica clădirilor*. EDP, București, 1975.
2. Negoiță Al., Focșa V., Radu A. a.o., *Construcții civile*. EDP, București, 1980.
3. Kupko Ch., Tanaka T., *Wärmebrücken*. Colorado State Univ., Civil Eng. Dept., 1983.
4. Focșa V., *Construcții civile*. Vol. I, I.P. Iași, 1978.
5. Vornicu T., Filipescu C., *Program de calcul automat „SPATERM2"*. INFO, Iași, 1982.

CONSIDERAȚII PRIVIND PUNȚILE TERMICE LA PANOURI MARI ÎN TREI STRATURI

(Rezumat)

Se studiază factorii care influențează transferul de căldură prin panouri mari exterioare prefabricate în condiții de iarnă luînd în considerare : a) structura panourilor mari prefabricate caracterizată prin neomogenitate fizică și prezența punților termice ; b) transmisia spațială a căldurii în regim termic staționar.

Se analizează efectul negativ al punților termice, variația caracteristicilor termotehnice ale panourilor mari (cîmpul termic, rezistența medie la transfer termic, permeabilitatea termică) și realizarea unei structuri de panou caracterizat prin reducerea transferului de căldură prin conducție.

BULETINUL INSTITUTULUI POLITEHNIC DIN IAŞI
Tomul XXX (XXXIV), Fasc. 1—4, 1984
Secţia V
CONSTRUCŢII. IMBUNĂTĂŢIRI FUNCIARE

C.D. 624.9

UTILISATION DES MODÈLES PHYSIQUES POUR LA PRÉVISION DES IMMISSIONS

PAR

ADRIAN RADU, MARIA MAFTEI, HRISTINA TEOHARI et CORNEL MOŢIU

1. Limites des méthodes usuelles de calcul

La dispersion atmosphérique des polluants provenant des centrales énergétiques est influencée par plusieurs facteurs. Les uns sont imposés (relief, combustible) ou aléatoires (conditions climatiques), les autres sont susceptibles à une optimisation (dimensions de la cheminée, conditions d'émission). L'étude habituelle de la dispersion a comme point de départ une expression assez connue (Fig. 1) :

$$(1) \quad C(x, y, z) = \frac{Q}{2\pi\sigma_y\sigma_z V} \exp\left(-\frac{y^2}{2\sigma_y^2}\right)\left\{\exp\left[-\frac{(z-h)^2}{2\sigma_z^2}\right] + \exp\left[-\frac{(z+h)^2}{2\sigma_z^2}\right]\right\}.$$

Pour apprécier les valeurs maximales ou moyennes des concentrations au niveau du terrain, leur durée d'action, etc., on prend en considération la distribution statistique de la vitesse moyenne du vent (rose des vents). Remarquables par la flexibilité d'utilisation et la rapidité des résultats obtenus grâce au calculatrices, les méthodes usuelles de calcul comportent certaines hypothèses simplifiées, ce qui limite leur champ d'emploi et rend nécessaires les essais en soufflerie ou en veine hydraulique en exploitant des modèles physiques, à savoir :

a) L'écoulement de l'air est considéré unidirectionnel, les composants de la vitesse moyenne, V_y et V_z, étant nuls. En ce qui concerne V_x elle

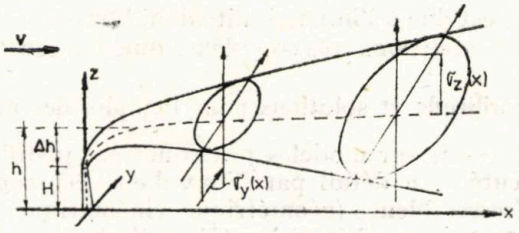


Fig. 1. — Relation de calcul pour les concentrations de polluant (C) sous l'influence d'une source à débit constant (Q) et du vent (V).

est parallèle au terrain supposé horizontal, sa valeur étant constante dans tout le domaine, faisant abstraction de sa variation avec l'altitude.

b) Dans chaque section transversale du panache, les concentrations obéïssent à une distribution gaussienne, les paramètres de dispersion σ_y et σ_z étant évalués par rapport à la distance de la source et à l'état de stabilité atmosphérique.

Ces hypothèses ne sont jamais réalisées car, même au dessus des terrains plans, la vitesse du vent croît avec la hauteur du point considéré. En ce qui concerne les paramètres de dispersion, ils dépendent de tous les facteurs qui influencent la turbulence du vent, en général la section du panache ne pouvant pas être symétrique. L'application de la relation (1) est sans justification si le terrain présente des obstacles naturels ou construits assez importants pour influencer les lignes de courant moyennes et pour déterminer des tourbillons considérables. Alors la vitesse moyenne prend des valeurs et des directions qui changent d'un point à l'autre (Fig. 2). Les composants transversal (V_y) et vertical (V_z) ne sont pas nuls. Le calcul ne permet pas de mettre en évidence le phénomène „downwash" et les concentrations de polluant prévues de cette façon sont significatives seulement comme des moyennes pour de très grandes zones du territoire.

Fig. 2. — Dispersion atmosphérique des polluants au-dessus d'un territoire accidenté.

Un élément supplémentaire d'incertitude est dû à l'imprécision avec laquelle peut être établie la surélévation du panache, déterminée par la vitesse d'émission et la densité inférieure des gaz sortant de la cheminée, surélévation qui joue un rôle important dans la relation (1).

Ces limites dans l'utilisation des méthodes de calcul des concentrations ont déterminé plusieurs spécialistes [1]...[3] à se tourner vers l'exploitation des essais sur modèles physiques, en veine hydraulique ou en soufflerie. Des voies hybrides sont recherchées aussi. L'importance de l'utilisation des modèles physiques pour la prévision des immissions est très grande pour les pays dont le territoire est parsemé de collines et de montagnes. Ils sont aussi très utiles pour examiner la dispersion en présence de grands bâtiments.

La principale raison d'emploi des essais sur modèles physiques, du reste assez difficile, est due à l'impossibilité d'établir par des calculs le champ des vitesses dans les conditions très complexes que l'on rencontre en pratique.

2. Exigences de similitude et solutions pour l'emploi des modèles physiques

L'emploi des essais sur modèles physiques est justifié si les exigences de similitude, discutées en détail par Snyder [4], sont remplies. Elles se rapportent à la ressemblence (géométrique, cinématique, dynamique et de la diffusion de substance) du phénomène (N) à l'échelle naturelle avec celui (M) que l'on réalise à une échelle réduite (modèle physique) pour permettre une investigation en laboratoire. Souvent contradictoires, les conditions de similitude sollicitent l'ingéniosité de l'expérimentateur qui doit trouver

des solutions pratiques, souvent des compromis, pour les satisfaire. Il doit disposer, en outre, de moyens matériels puissants.

a) *La réproduction en similitude géometrique* ne présente guère de difficultés, à condition de choisir une échelle des longeurs ($S_L = L_M/L_N$) qui permette : 1° l'installation du modèle physique dans la soufflerie ou dans la veine hydraulique dont on dispose ; 2° la représentation non distorsionnée des détails considérés importants (par exemple le diamètre de la cheminée).

Pour l'étude de la dispersion autour de certaines centrales énergétiques importantes de notre pays, les maquettes réalisées à l'Institut Polytechnique de Jassy ont été cosntruites à des échelles des longeurs $S_L = 1/500 \ldots 1/4\,000$.

b) *La réalisation de la similitude dynamique* suppose que l'ensemble des forces qui agissent sur les particules des fluides en mouvement soient réduites dans un seul rapport. Cette condition est exprimée par l'identité des nombres de R e y n o l d s et de F r o u d e pour les forces d'inertie et de frottement interne, respectivement pour celles d'inertie et de gravitation. Il résulte des échelles pour les vitesses (S_V) qui sont contradictoires :

$$(\mathcal{R}e)_N = (\mathcal{R}e)_M \rightarrow V_M > V_N \; ; \quad (\mathcal{F}r)_N = (\mathcal{F}r)_M \rightarrow V_M < V_N .$$

C'est la première difficulté majeure dans la réalisation des modèles physiques. Pour pouvoir la dépasser, comme d'ailleurs dans toutes les études aérodynamiques concernant des bâtiments civils et industriels, on tient compte que lorsque le régime de l'écoulement turbulent est complètement développé ($\mathcal{R}e > \mathcal{R}e_{\text{critique}}$), les lignes de courant autour des corps délimités par des angles vifs, sans arrondissements et sans surfaces courbes, ne changent guère leurs positions avec la vitesse. En se rappelant que pour satisfaire au critère de F r o u d e les vitesses utilisées doivent être assez petites, il est toujours utile d'augmenter artificiellement la turbulence au niveau de la maquette en agrandissant la rugosité des surfaces. De cette manière on peut diminuer l'importance des effets dûs à la présence de certains formes un peu arrondies ainsi que ceux créés par la distance de rattachement des lignes de courant, après leur décollement au droit des arêtes vives, distance qui n'est pas indépendante de la vitesse.

C'est ainsi que pour réaliser la similitude dynamique, la condition relative au critère R e y n o l d s est sensiblement assouplie. L'attention de l'expérimentateur peut se concentrer exclusivement sur le critère de F r o u d e. En notant par ρ_N et $\rho_{g,N}$ les densités de l'air et des gaz émis par la cheminée, $V_{v,N}$ et $V_{g,N}$ — leurs vitesses, respectivement ρ_M, $\rho_{g,M}$, $V_{v,M}$ et $V_{g,M}$ — les mêmes paramètres à l'échelle du modèle physique en soufflerie ou en veine hydraulique, le critère de F r o u d e est exprimé explicitement par la relation :

$$(2) \qquad \frac{\rho_{g,N}}{\rho_N} \cdot \frac{L_N}{V^2_{v,N}} = \frac{\rho_{g,M}}{\rho_M} \cdot \frac{L_M}{V^2_{v,M}} .$$

On obtient alors l'échelle des vitesses ;

$$S_V = \sqrt{S_L \frac{\left(\frac{\Delta\rho}{\rho}\right)_M}{\left(\frac{\Delta\rho}{\rho}\right)_N}}. \tag{3}$$

La situation idéale serait de maintenir inchangés les rapports dont dépend la force ascensionnelle :

$$\left(\frac{\rho_g}{\rho}\right)_N = \left(\frac{\rho_g}{\rho}\right)_M \qquad \text{et} \qquad \left(\frac{\Delta\rho}{\rho}\right)_N = \left(\frac{\Delta\rho}{\rho}\right)_M.$$

Il vient alors

$$S_v = \sqrt{S_L}. \tag{4}$$

En pratique on se heurte à des difficultés car : a) les vitesses résultent parfois relativement trop petites pour remplir la condition de turbulence developpée; b) il n'est pas aisé de trouver un effluent ayant la densité nécessaire pour pouvoir être utilisé en veine hydraulique.

Des solutions ont été trouvées soit en travaillant avec une maquette renversée [2], ce qui permet d'employer un effluent plus lourd que le milieu environnant (eau salée par exemple), soit avec un gaz léger (hélium) [3], ce qui présente l'avantage d'agrandir l'échelle des vitesses. Pour ne pas dénaturer l'évolution du panache, qui dépend des énergies cinétiques des fluides (vent, effluent), on doit établir une autre échelle des vitesses pour l'émission. Dans ce but on écrit :

$$\frac{\rho_{g,N} V_{g,N}^2}{\rho_N V_{v,N}^2} = \frac{\rho_{g,M} V_{g,M}^2}{\rho_M V_{v,M}^2}. \tag{5}$$

Alors, pour la vitesse d'émission résulte :

$$S_{V,g} = S_{V,v} \sqrt{\frac{\left(\frac{\rho_g}{\rho}\right)_N}{\left(\frac{\rho_g}{\rho}\right)_M}}. \tag{6}$$

Une correction des concentrations mesurées doit aussi être appliquée.

En se servant de ces relations, pour nos études en veine hydraulique nous avons utilisé comme effluent un mélange d'eau et d'alcool. C'est ainsi que pour une cheminée qui émet un gaz chaud ($\rho_{g,N} = 0{,}850$ kg/m³) et prenant pour l'air $\rho_N = 1{,}200$ kg/m³, avec une maquette construite à l'échelle $S_L = 1/1\,000$ et l'alcool comme effluent ($\rho_{g,M} = 0{,}800$ t/m³), on obtient :

$$S_{V,v} = 1/38{,}2, \quad S_{V,g} = 1/40{,}6.$$

Pour une vitesse du vent $V_{v,N} = 5$ m/s et du gaz $V_{g,N} = 20$ m/s il résulte ;

$$V_{v,M} = 13 \text{ cm/s}, \quad V_{g,M} = 49{,}3 \text{ cm/s}.$$

Étant donné que la viscosité cinematique de l'eau est $\nu=0{,}01$ cm²/s et celle de l'air $\nu=0{,}15$, les vitesses de l'eau sont équivalentes à des vitesses quinze fois plus grandes en soufflerie.

Pour les expériences en soufflerie nous utilisons l'air rechauffé à la température des gaz émis par la cheminée étudiée, ce qui permet de réaliser une similitude complète, avec

$$S_v=S_{V,v}=S_{V,g}=S_L^{1/2}.$$

Sont conservés aussi les valeurs des nombres de P r a n d t l et S c h m i d t.

a) *La réalisation de la similitude cinématique* se rapporte à plusieurs autres aspects.

1. Il y à tout d'abord la réproduction correcte de la distribution des vitesses moyennes du vent au-dessus du terrain et de l'intensité de la turbulence.

2. Ensuite il est nécessaire de simuler, à l'échelle du temps, la structure interne de la turbulence du vent.

À cet effet nous nous rapportons aux données des études météorologiques dans la région d'emplacement. Divers éléments rugueux (dents de scie, bâtons, etc.) sont disposés sur le plancher, en amont de la maquette, pour stimuler l'épaisseur de la couche limite et la turbulence de l'écoulement. Une longeur assez grande (5...10 m) est toujours nécessaire.

Par des essais successifs on est arrivé toujours à réproduire convenablement les caractéristiques de la couche limite de l'atmosphère terrestre, en respectant l'échelle des temps (S_T) :

$$S_T=\frac{T_M}{T_N}=\frac{L_M}{L_N}\cdot\frac{V_N}{V_M}=S_L\frac{1}{S_V}.$$

La coïncidence des spectres normalisés du pouvoir des fluctuations du vent (power spectrum), établis en prenant en ordonnées $nS(n)/\sigma^2$ et en abscisse nL/V (nombre de S t r o u h a l) signifie que la similitude s'étend aussi à la distribution de l'énergie des fluctuations par rapport aux dimensions des tourbillons.

3. Conclusions

Essayant de remplir au mieux les conditions imposées par les exigences de similitude, les modèles physiques réalisés à l'Institut Polytechnique de Jassy sont utilisés régulièrement pour établir l'influence des obstacles naturels ou construits sur la dispersion des polluants autour des grandes centrales énergétiques. Des solutions pratiques convenables ont été trouvées pour permettre les expérimentations en veine hydraulique et en soufflerie.

Reçue le 30 Août 1984

Institut Polytechnique, Jassy,
Chaire de Génie Civil
et
ICEMENERG, Bucarest

BIBLIOGRAPHIE

1. C e r m a k J., *Applications of Fluid Mechanics to Wind Engineering.* A Freeman Scholar Lecture, 1974.
2. D é t r i e J., *La pollution atmosphérique.* Dunod, Paris, 1969.

3. Isyumov N., Tanaka H., *Wind Tunnel Modelling of Stack Gas Dispersion*. The Univ. of Western Ontario, BLWT Lab., 1979.
4. Snyder W., *Similarity Criteria for the Application of the Fluid Models to the Study of Air Pollution*. Meteorology, Bound, Layer Met., 3 (1972).

PREVEDEREA IMISIUNILOR CU AJUTORUL MODELELOR FIZICE

(Rezumat)

Se prezintă o analiză a limitelor utilizării relațiilor analitice pentru prevederea imisiunilor de poluanți și se constată necesitatea utilizării modelelor fizice mai ales în cazul dispersiei deasupra unor terenuri accidentate sau cu clădiri de dimensiuni mari, după care se discută condițiile de similitudine geometrică, cinematică și dinamică și posibilitățile practice de a fi satisfăcute. Pe această bază, la Institutul politehnic din Iași se efectuează studii, în canal hidraulic și în tunel aerodinamic, care servesc la proiectarea centralelor energetice și la optimizarea regimului de funcționare a coșurilor de fum.

BULETINUL INSTITUTULUI POLITEHNIC DIN IAȘI
Tomul XXX (XXXIV), Fasc. 1—4,
Secția V
CONSTRUCȚII. ÎMBUNĂTĂȚIRI FUNCIARE

C.Z. 624.1

UNELE POSIBILITĂȚI DE APRECIERE PE CALE PROBABILISTICĂ A STABILITĂȚII TALUZURILOR ȘI VERSANȚILOR

DE

TUDOR SILION, VICTOR-FLORIN POTERAȘU și V. MUȘAT

1. Introducere

În analiza stabilității taluzurilor și versanților se utilizează în mod curent metodele bazate pe echilibrul limită, ruperea satisfăcînd criteriul M o h r-C o u l o m b. O analiză a stabilității trebuie să furnizeze informații privind următoarele aspecte : care este suprafața critică din setul de suprafețe potențiale de alunecare ; pentru suprafața critică, care sînt condițiile ca ruperea să fie inițiată ; dacă în cazul inițierii ruperii există posibilitatea unei alunecări complete ; tipul de intervenție necesar păstrării taluzului sau versantului în condiții de siguranță atunci cînd au loc deplasări inacceptabile prin alunecare.

O analiză a stabilității are la bază mărimi măsurabile ale căror surse de incertitudini sînt multiple și se referă la : a) variabilitatea naturală a proprietăților terenului, numărul limitat de puncte de cercetare și determinare a unor caracteristici fizico-mecanice, erori de determinare experimentală și de interpretare ; b) caracterul aproximativ al legilor de comportare și de variație a parametrilor fizico-mecanici acceptați în calcul, simplificarea geometriei, imperfecțiunile eventualelor modele de calcul utilizate.

2. Coeficient de siguranță, metode de analiză probabilistică a stabilității

Siguranța în analizele de stabilitate este exprimată numeric prin coeficientul de siguranță F_s, care în general reprezintă raportul a două cantități care semnifică capacitatea de rezistență R și de alunecare A. În majoritatea cazurilor siguranța este evaluată în termenii : rezistență la forfecare τ_f și tensiune tangențială τ, deci $F_s=R/A$; $F_s=\tau_f/\tau$. De asemenea siguranța poate fi apreciată și prin rezerva de siguranță definită prin : $R_s=R-A$ sau $r=\tau_f-\tau$.

În scopul prezentării metodelor probabilistice de analiza stabilității se introduce o clasificare care ține cont de complexitatea abordării problemei și anume : metode cu nivel probabilistic zero ; metode cu nivel probabilistic mediu ; metode cu nivel probabilistic superior.

Metodele cu nivel probabilistic zero consideră că mărimile care intervin în determinarea siguranței sînt de natură nealeatoare și prin urmare evaluarea este efectuată pe baza unor anumite valori ale acestora (maxime, minime, medii). Ele au la bază diferite ipoteze privind forma suprafeței de alunecare, ridicarea nedeterminării introdusă prin modelul de calcul și luarea în conside-

rație a forțelor care intervin în echilibru. Acestea au o utilizare curentă în analizele de stabilitate, furnizînd rezultate bune cînd ipotezele acceptate corespund condițiilor naturale de manifestare a fenomenului de alunecare. Dintre metodele curent folosite se pot cita: metodele Culmann, Fellenius, Taylor, Rendulic, Bishop, Morgenstern, Morgenstern-Price, Spencer, Janbu. Aceste metode constituie de fapt clasa metodelor deterministice.

În grupa metodelor de nivel probabilistic mediu se includ toate încercările de modelare probabilistică ale mărimilor de bază care intervin într-un calcul al siguranței taluzurilor și versanților cum ar fi: γ, φ, c, u, privite ca variabile independente sau în corelație. Modelarea probabilistică este luată în considerație prin folosirea unora dintre metodele citate anterior.

Grupa metodelor de nivel probabilistic superior înglobează formulările de analiză a stabilității care atribuie legi de repartiție atît caracteristicilor fizico-mecanice ale terenurilor cît și forțelor interne ale masei de pămînt supusă alunecării, extind calculul la problema spațială, încearcă o modelare stocastică a fenomenului de rupere. Ultimile două grupe de metode reprezintă clasa metodelor probabilistice.

3. Formularea probabilistică a siguranței într-o analiză a stabilității

Ruperea prin alunecare este definită cînd coeficientul de siguranță F_s devine subunitar sau cînd rezerva de siguranță r are valori negative. Probabilitatea de alunecare, p_a, este dată de probabilitatea ca $F_s<1$ sau ca $r<0$; $p_a=P(F_s<1)=P(r<0)$. Pentru o suprafață de alunecare arbitrară, i și o funcție densitate de probabilitate $f(F_{si})$ a coeficientului de siguranță F_{si} probabilitatea de alunecare este dată de:

$$p_{ai}=P(F_{si}<1)=P(F_s/i)=\int_{-\infty}^{1} f(F_{si})\mathrm{d}(F_{si})=\psi(F_{si}),$$

unde: $P(F_s/i)$ reprezintă probabilitatea condiționată ca alunecarea să se producă după suprafața i ; $\psi(F_{si})$ — distribuția cumulativă a probabilităților.

În general nu este posibilă precizarea exactă a poziției suprafeței de alunecare. Dacă există n astfel de suprafețe, caracterizate prin probabilitățile p_i, $(i=1, 2..., n)$, cu care intervin în analiza stabilității, astfel că $\sum_{i=1}^{n} p_i = 1$, conform teoremei probabilității totale, probabilitatea de alunecare poate fi scrisă sub forma:

$$p_a=P(F_s<1)=\sum_{i=1}^{n} p_{ai}p_i.$$

Din setul de suprafețe considerate una furnizează valoarea minimă a coeficientului de siguranță, ea fiind numită suprafață critică. Dacă k este suprafața critică și p_k probabilitatea cu care intervine în procesul de alunecare, atunci probabilitatea de alunecare este dată de:

$$p_a = p_{ak} p_k + \sum_{i=1}^{n-1} p_{ai} p_i.$$

Cum probabilitatea ca alunecarea să aibă loc după suprafața critică este maximă se poate aprecia că $p_k = 1$ și $p_i = 0$ pentru $i = 1, 2, \ldots, n-1$. Probabilitatea pierderii stabilității este, în acest caz, dată de :

$$p_a = p_{ak} p_k = \int_{-\infty}^{1} f(F_{sk}) \mathrm{d}(F_{sk}) = \psi(F_{sk}).$$

4. Metode probabilistice de analiză a stabilității

Pentru suprafața de alunecare considerată, rezerva de siguranță este dată de diferența a două mărimi, afectate de incertitudini avînd diverse surse de proveniență. Acceptînd diferite legi de repartiție pentru rezerva de siguranță, r, probabilitatea ca alunecarea să se producă poate fi determinată. După Y a n g H. H u a n g [4], cînd legea corespunde repartiției normale, probabilitatea este dată de relația : $p_a = 1/2 - \psi_n(\bar{r}/s_r)$, unde $\psi_n(\bar{r}/s_r)$ reprezintă funcția cumulativă a probabilităților în cazul unei repartiții normale cu funcția densitate :

$$f(r) = \frac{1}{s_r \sqrt{2\pi}} \exp\left[-\frac{1}{2}\left(\frac{r - \bar{r}}{s_r}\right)^2\right],$$

în care : $\bar{r} = \bar{\tau}_f - \bar{\tau}$ — media rezervei de siguranță ; $s_r = (s_{\tau f}^2 + s_\tau^2)^{1/2}$ — abaterea medie pătratică a rezervei de siguranță ; x, s_x, s_x^2 — media, abaterea medie pătratică și dispersia pentru $x = \tau_f$, τ, respectiv rezistența la forfecare și tensiunea tangențială.

O tratare similară folosită în analiza ruperii este prezentă de J. P. M a g n a n [5] pentru cazul unor pămînturi pur coezive, caz în care rezerva de siguranță este pusă sub forma :

$$r = c(1 + K_1^c + K_2^c + \ldots) - (1 + K_1^\tau + K_2^\tau + \ldots)\tau,$$

unde : K_1^c, K_2^c, ... și K_1^τ, K_2^τ, ... sînt coeficienți pentru care intervalul de variație este definit pe baza mediei și abaterii medie pătratice considerînd o lege de repartiție pentru fiecare dintre ei. În cazul în care valoarea coeziunii este dată și legea de repartiție a lui r este normală, iar coeficienții K_i^c și K_j^τ stabiles legătura între valorile medii și abaterea medie pătratică, probabilitatea de alunecare este :

$$p_a = P(r < 0) = \int_{-\infty}^{+\infty} \int_{-\infty}^{0} f(r/c) g(c) \mathrm{d}r \, \mathrm{d}c.$$

Un calcul probabilistic bazat pe metoda B i s h o p este prezentat de D. A. G r i v a s [3] pentru o analiză $\varphi = 0$. Pentru suprafața considerată critică coeficientul de siguranță, în cazul analizei $\varphi = 0$, depinde numai de coeziunea aparentă c_u. După determinarea coeficientului de sigu-

ranță F_s pe baza metodei B i s h o p, considerînd valoarea medie a coeziunii $\bar{c}_u$, valorile statistice, media $\bar{F}_s$ și abaterea medie pătratică s_{F_s} sînt evaluate utilizînd o relație de aproximare a momentului probabilistic de ordinul n și anume :

$$M(F_s^n)=\frac{1}{2}(F_{s+}^n+F_{s-}^n)$$

unde : $F_{s+}=F_s(\bar{c}_u+s_{cu})$ și $F_{s-}=F_s(\bar{c}_u-s_{cu})$, în care c_u și s_{cu} sînt media și respectiv abaterea medie pătratică a variabilei c_u. Valoarea mediei și a abaterii medie pătratice a coeficientului de siguranță sînt : $\bar{F}_s=M(F_s)$ și respectiv $s_{F_s}=[M(F_s^2)-\bar{F}_s^2]^{1/2}$. Plecînd de la valorile statistice determinate s-au acceptat o serie de legi de repartiție pe baza cărora probabilitatea de alunecare a fost calculată. Legile de repartiție luate în considerație corespund repartițiilor lognormală, beta și normală.

Un alt aspect al calculului probabilistic în analiza stabilității taluzurilor și versanților se referă la variabilitatea parametrilor rezistenței la forfecare φ și c după anumite legi de repartiție, prezentînd posibilități de grupare aleatoare. O analiză dezvoltată în acest sens [1] utilizează tehnica de simulare Monte-Carlo, variabilele φ și c fiind considerate de repartiții tip normală și beta.

Acceptînd ipoteza că frecarea, coeziunea și presiunea apei din pori sînt variabile independente Dennes T. B e r g a d o și Loren R. A n d e r s o n [2], plecînd de la o analiză a stabilității pentru starea plană de deformații, utilizînd metoda B i s h o p simplificată, extind calculul probabilistic la problema spațială (fig. 1). În termenii tensiunii efective, rezistența la forfecare pe baza fîșiei situată în pămîntul tip j și de extindere l este :

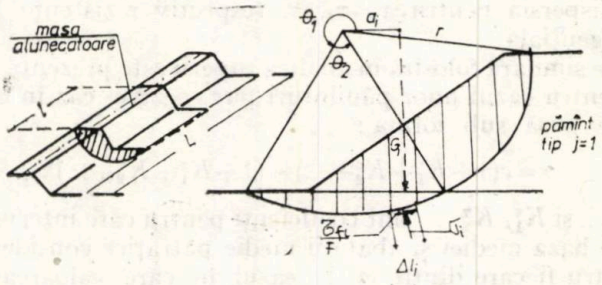


Fig. 1

$$\bar{\tau}_{fij}=\bar{c}_{ij}+(\sigma-\bar{u}_{ij})(\overline{\mathrm{tg}\,\varphi})_{ij}.$$

Luînd ca variabile independente c, $\mathrm{tg}\,\varphi$ și u, dispersia rezistenței la forfecare poate fi scrisă sub forma :

$$s^2(\tau_{fij})=s^2(c_{ij})+(\sigma-\bar{u}_{ij})^2\,s^2[(\mathrm{tg}\,\varphi)_{ij}]+(\overline{\mathrm{tg}\,\varphi})_{ij}^2 s^2(u_{ij}),$$

unde : $s^2(x)$ pentru $x=\tau_{fij}$, c_{ij}, $(\mathrm{tg}\,\varphi)_{ij}$, u_{ij} reprezintă dispersia. Dispersia coeficientului de siguranță pentru lungimea l din taluz este suma dispersiilor generate de variabilele τ_f și u :

$$s^2(F_{sl})=s^2(F_{s\tau_f})+s^2(F_{su}).$$

Pentru a ține cont de erorile introduse printr-o tratare plană a problemei se propune evaluarea dispersiei totale a coeficientului de siguranță cu relația :

$$s^2(F_{sl}) = [cv(F_s)\bar{F}_s]^2 + s^2(F_{s\tau f}) + s^2(F_{su}),$$

unde : $cv(F_s)$ reprezintă coeficientul de variație rezultat din tratarea plană a problemei ; $\bar{F}_s$ — valoarea medie în aceleași condiții. Prin urmare abaterea medie pătratică poate fi calculată cu relația :

$$s(F_{sl}) = [s^2(\bar{F}_{sl})]^{1/2}.$$

Pe baza mediei $\bar{F}_{sl} = \bar{F}_s$ și a abaterii medie pătratice $s(F_{sl})$, acceptînd o repartiție normală, probabilitatea ca alunecarea să aibă loc pe zona de lungime l poate fi determinată.

Metoda probabilistică formulată de F. O b o n i și P. B o u r d e a u [6] pentru analiza stabilității taluzurilor urmărește depistarea și precizarea condițiilor de minimă siguranță în cazul suprafeței de alunecare necirculară. Se acceptă că corpul alunecării este alcătuit dintr-o sumă de elemente rigide, independente, ce pot aluneca pe suprafața considerată și transmit unul celuilalt numai forțe de împingere. Fiecare element i este caracterizat de variabilele aleatoare c, φ, h_w limitate, pentru care repartiția considerată este de tip beta.

Pentru elementul i, pe baza datelor specifice profilului analizat, se poate evalua capacitatea de alunecare A_i și de rezistență R_i (fig. 2).

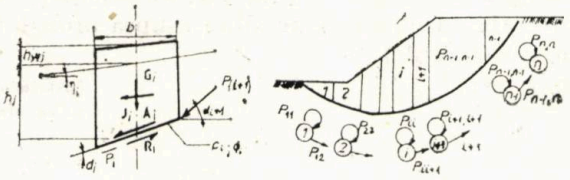


Fig. 2

Elementul i transferă o forță variabilă elementului $i-1$, de repartiție beta, care satisface următoarele condiții :

$$P_i(R_i, A_i) = P_i^x = A_i - R_i, \text{ dacă } A_i - R_i > 0,$$
$$P_i(R_i, A_i) = 0, \text{ dacă } A_i - R_i < 0,$$

sau :

$$P_i(R_i, A_i) = P_i^x(1 + P_i^x / | P_i^x |)/2.$$

Cunoscînd media, dispersia, abaterea medie pătratică și limitele repartiției se poate calcula probabilitatea de transfer de la elementul i la elementul $i-1$ a forței P_i cu relațiile :

$$p_{ti} = P(R_i < A_i) = \iint_{R_i < A_i} f_D(R_i, A_i)\, dR_i\, dA_i,$$

unde : $f_D(R_i, A_i)$ — funcția beta bivariantă (D i r i c h l e t), sau :

$$p_{ti} = P(R_i < A_i) \cong \int_{-\infty}^{+\infty} F_{Ri}(R_i) f_{Ai}(A_i) dA_i,$$

cu : $f_{A_i}(A_i)$ — funcția densitate și $F_{R_i}(R_i)$ funcția cumulativă. Probabilitatea p_{ti} semnifică posibilitatea ca elementul i să alunece cînd elementul $i-1$

este deja alunecat. Alunecarea sesizată la un element i poate sau nu să progreseze la următorul element.

Analiza pe ansamblu începe, în cazul unei anumite suprafețe de alunecare, prin evaluarea probabilității de transfer a elementului n. Cunoscînd distribuția lui P_n se determină probabilitatea de transfer pentru elementul $n-1$ și așa mai departe pînă la piciorul taluzului.

Se determină probabilitățile de transfer pentru mai multe poziții ale suprafeței de alunecare ; suprafața critică corespunde cazului în care valoarea medie a probabilităților de transfer este maximă.

5. Concluzii

O analiză a stabilității taluzurilor și versanților, luînd în considerație variabilitatea parametrilor ce intervin în calcul, furnizează o imagine mai completă privind condițiile de siguranță, transformînd riscul necontrolat într-unul calculat.

Un astfel de calcul simulează mai bine condițiile reale de manifestare a fenomenului de alunecare, fenomen determinat de o multitudine de cauze necontrolate cantitativ.

Metodele probabilistice constituie o cale sigură privind proiectarea lucrărilor de pămînt, dar necesită un număr mare de date primare pe baza cărora să se poată estima corect legea de repartiție acceptată.

Se are în vedere testarea și a altor legi de repartiție sub forma unui studiu comparativ privind influența acestora asupra probabilității de alunecare a taluzurilor și versanților.

Primită la 10 octombrie 1984

Institutul politehnic, Iași,
Catedra de căi de comunicații
și
Catedra de mecanică

BIBLIOGRAFIE

1. Cherubini C., Cotecchia V., Renna G., Schiraldi B., *Th Use of Bivariante Probability Density Functions in Monte-Carlo Simulation of Slope Stability in Soils*. Proc. 4th Int. Conf. Applications of Statistics and Probability in Soil and Structural Engineering, Univ. di Firenze, Italy, 1983.
2. Bergado D.T., Anderson L.R., *Stochastic Analysis of Earth Slopes*. Proc. 4th Int. Conf. Applications of Statistics and Probability in Soil and Structural Engineering, Univ. di Firenze, Italy, 1983.
3. Grivas D.A., *How Reliable are Present Methods of Slope Failure Prediction*. Proc. of 10th Int. Conf. on Soil Mech. a. Found. Engineering, Stockholm, 1981.
4. Yang H. Huang, *Stability Analysis of Earth Slopes*. Van Nostrand Reinhold, 1983.
5. Magnan J.P., *Méthodes statistiques en mécanique des sols*. Univ. Pierre et Marie Curie, 1984, Colloque, 18—22 juin.
6. Oboni F., Bourdeau P.L., *Determination of the Critical Slip Surface in Stability Problems*. Proc. 4th Int. Conf. Applications of Statistics and Probability in Soil and Structural Engineering, Univ. di Firenze, Italy, 1983.
7. Wiener U., Isaic-Maniu A., Vodă V., *Aplicații ale rețelelor probabiliste în tehnică*. Ed. Tehn., Buc., 1983.

SOME POSSIBILITIES FOR PROBABILISTIC ESTIMATION OF SLOPE AND HILLSIDE STABILITY

(Summary)

The paper presents some probabilistic models for the stability analysis of earth slopes. A brief review of the methods analysing the stability of slopes at failure considering various probabilistic parameters and distribution lows is made.

BULETINUL INSTITUTULUI POLITEHNIC DIN IAȘI
Tomul XXX (XXXIV), Fasc. 1—4, 1984
Secția V
CONSTRUCȚII. ÎMBUNĂTĂȚIRI FUNCIARE

C. D. 691.3

EXTENSION DU DOMAINE D'UTILISATION DU DEGRÉ DE MATURITÉ DANS LA TECHNOLOGIE DU BÉTON

PAR

ANTONIE TRELEA, ȘTEFAN CÂRLAN et VIVI-VASILE IATAN

1. Le degré de maturité a été recommandé [1] comme étalon pour l'évaluation de la durée (t) de durcissement du béton, à cause de la simplicité de la méthode permettant de calculer cette durée à partir de l'expression :

$$M_\theta = (\theta + 10)t, \tag{1}$$

lorsqu'on connaît la température moyenne θ et le degré de maturité correspondant à un niveau de durcissement quelconque.

Dès le commencement il faut préciser que, dans ces conditions, le degré de maturité est le produit du temps de durcissement par la température du béton et correspond à la surface comprise entre la courbe de variation de la temperature et l'ordonnée de — 10°C, pour une durée determinée t, en heures (Fig. 1).

Il faut également préciser que, pour la température normale de durcissement ($\theta = 20°C$ = constante — Fig. 2) on peut trouver, pour les bétons ayant le même type de ciment, une corrélation significative entre le degré de maturité M_β et le niveau de durcissement β résultant de la relation :

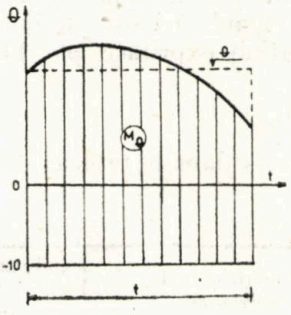


Fig. 1. — Degré de maturité ; définition.

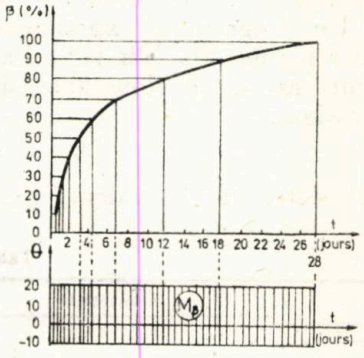


Fig. 2. — Corrélation du niveau de durcissement β — degré de maturité M_β, à la température normale de +20°C.

(2) $$\beta = \frac{R_\beta}{R_{28}} 100.$$

Le degré de maturité M_β, qui correspond au niveau de durcissement β sera, d'après la fig. 2 :

(3) $$M_\beta = (20+10)t_\beta.$$

Dans [1] on met le signe d'égalité entre les valeurs résultantes des relations (1) et (3), ce qui permet d'évaluer la durée de durcissement t à une température moyenne θ quelconque en connaissant le degré de maturité $M = M_\beta$ à la température normale.

2. Les recherches effectuées à l'Institut Polytechnique de Jassy par un collectif de la Faculté de Génie Civil ont relevé que la valeur du degré de maturité, déterminée dans les conditions des relations (2) et (3), reste en effet relativement constante, même si la température du béton est variable, mais à condition que sa valeur moyenne soit $\theta = 20° \pm 5°C$.

Pour des valeurs moyennes de la température du béton, qui diffèrent considérablement de $+20°C$, la corrélation devient significative si on l'exprime par la relation :

(4) $$M_\beta = M_\theta K_\theta = (\theta+10)tK_\theta.$$

À cause de la variation non linéaire de la température on peut exprimer plus exactement cette corrélation sous la forme :

(5) $$M_\beta = \sum M_{\theta_i} K_{\theta_i} = \sum (\theta_i + 10) t_i K_{\theta_i}, \quad (6)\ t_\beta = \sum t_i,$$

où M_β est le degré de maturité, déterminé par voie expérimentale, correspondant au niveau de durcissement β, pour les bétons ayant le même type de ciment, en h°C ; M_{θ_i} — le degré de maturité effectif, [h °C], à une température moyenne θ_i, [°C], dans un interval de temps t_i, [h], la variation de la température en étant linéaire ; K_{θ_i} — coefficient de corrélation du degré de maturité M_β à la température moyenne θ_i ; t_β — la durée, [h], pendant laquelle on obtient dans le béton, à la température θ, variable, le degré de maturité qui assure le niveau de durcissement β.

3. Un programme expérimental effectué par le collectif mentionné ci-dessus a permis d'établir pour les bétons préparés à l'aide de deux types de ciments usuels en Roumanie, une corrélation exprimée par l'équation de regression :

(7) $$\beta = a + b \lg(10^3 M_\beta),$$

dont on a déterminé les valeurs a et b présentées dans le tableau 1.

Tableau 1

Type de ciment (M Pa)	Constantes		Coefficient de corrélation $r_\beta ; M_\beta$	Signification de la corrélation $\frac{r_\beta ; M_\beta}{\sigma_r} > z$
	a	b		
Pa 35	23,458	60,263	0,9792	225,7 ⩾ 2,33
P 40	26,548	58,396	0,9790	182,5 ⩾ 2,33

Le programme expérimental a confirmé la dépendance de la corrélation $\beta - M_\beta$ du type de ciment et l'indépendance vis-à-vis du rapport eau/ciment qui a varié de 0,40 à 0,74 pour le ciment Pa 35 et de 0,40 à 0,66 pour le ciment P_{40}.

La Fig. 3 présente la comparaison entre les corrélations determinées à la suite de ce programme expérimental et les corrélations recommandées par P l o w m a n n ([2], § 5.10.2) pour quatre types de béton, caractérisés par leur résistance finale à 28 jours, exprimée en MPa, mais sans faire référence au type de ciment utilisé.

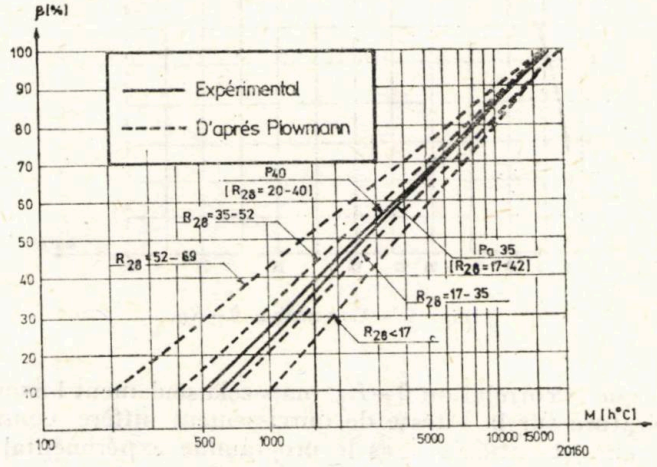


Fig. 3. — Corrélation $\beta - M\beta$; données expérimentales comparées aux celles de la littérature technique ; R_{28} en MPa.

Le même programme expérimental a permis d'évaluer les valeurs du coefficient K_θ. Sa variation, par rapport à la température θ, est présentée dans la Fig. 4.

4. La méthode présentée ci-dessus pour l'évaluation de la durée qui assure dans le béton le niveau de durcissement souhaité [1] peut être adaptée sans difficulté aux résultats obtenus par le programme expérimental mentionné.

Ainsi on renonce à calculer la température moyenne totale remplaçant ce calcul par l'évaluation des températures moyennes qui correspondent aux intervalles de temps t_i, à l'échéance desquelles on mesure la température effective. Ensuite on peut calculer les valeurs $(\theta_i + 10)t_i K_{\theta i}$ qui, additionnées jusqu'au moment ou leur montant est supérieur à la valeur M_β permet de déterminer la durée t_β, en utilisant la relation (6).

Les résultats obtenus par la mesure de la température du béton et des calculs auxiliaires peuvent être ordonnés dans un tableau-matrice de calcul (tableau 2).

L'application de la méthode préconisée exige à déterminer, préalablement, par voie expérimentale, pour chaque type de ciment, la corrélation

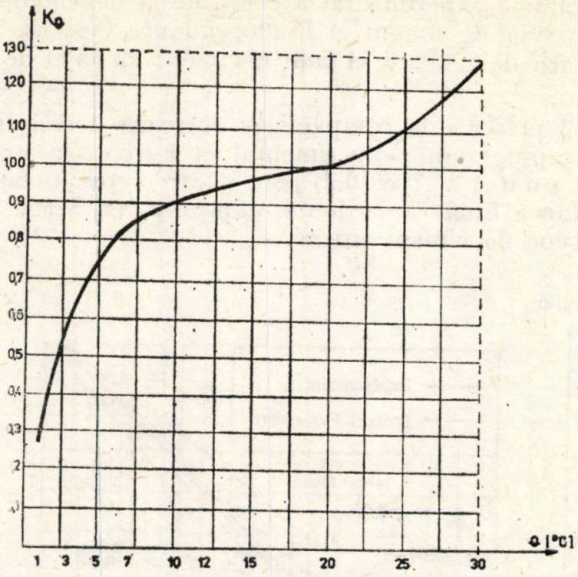


Fig. 4. — Corrélation $\theta - K_\theta$.

$\beta - M_\beta$ ainsi que la corrélation $\theta - K_\theta$, mais cela seulement lorsque l'influence de la température sur la vitesse de durcissement diffère considérablement de celle des ciments utilisés dans le programme expérimental.

On peut souligner, en conclusion, que la méthode préconisée à la suite des recherches présentées ci-dessus, peut être considérée comme le développement de la celle recommandée dans [1], étant donné qu'on relève l'in-

Tableau 2

Date	Mesure de la température dans le béton		Calculs auxiliaires				
						$\Sigma(\theta_i + 10)t_i K_{\theta_i} > M\beta$	
	Heures h	Valeur °C	t_i	θ_i	$K_{\theta i}$	Valeurs simples	Valeurs cumulées
4 mars	7	8	7	10,0	0,90	126	126
	14	12	5	13,5	0,94	110	236
	22	15	9	13,0	0,94	195	431
5 mars	7	11					
			8	6,0	0,79	101	2 652
	22	6	9	5,0	0,76	178	2 830
	7	4					
			$t_\beta =$	Σt_i			

fluence de la température de durcissement sur la variation du degré de maturité considéré, jusqu'ici constant.

De cette manière on obtient des résultats convenables pour des écarts de la température considérablement élargis, tout en gagnant sur la précision avec laquelle on estime les durées correspondant au niveau de durcissement exigé par les différentes étapes technologiques : décoffrage, manipulation des éléments préfabriqués en béton armé, transfert de la force de précontrainte, etc.

Reçue le 19 septembre 1984

Institut Polytechnique, Jassy,
Chaire de Béton, Matériaux et Technologie

BIBLIOGRAPHIE

1. * * * *Le degré de maturité*. Bull. du Ciment, *20* (1973).
2. Neville A.M., *Properties of Concrete*. Second (metric) Ed. reprinted (with corrections), Pitman Publishing Ltd., 1975.

EXTINDEREA DOMENIULUI DE UTILIZARE A GRADULUI DE MATURIZARE ÎN TEHNOLOGIA BETONULUI

(Rezumat)

Se prezintă o generalizare a metodei prin care se evaluează, pe baza gradului de maturizare, durata la care se obţine în beton nivelul de întărire necesar pentru diferitele faze tehnologice : decofrare, manipularea elementelor prefabricate din beton armat, transferul forţei de precomprimare.

Generalizarea constă în evidenţierea influenţei pe care o exercită temperatura asupra valorii gradului de maturizare considerată pînă în prezent constantă.

Se prezintă, de asemenea, programul experimental care stă la baza determinării gradului de maturizare pentru două tipuri de cimenturi folosite uzual în R.S. România şi corelaţia gradului de maturizare la diferite temperaturi cu gradul de maturizare la +20°C.

BULETINUL INSTITUTULUI POLITEHNIC DIN IAŞI
Tomul XXX (XXXIV), Fasc. 1—4, 1984
Secţia V
CONSTRUCŢII. ÎMBUNĂTĂŢIRI FUNCIARE

C.D. 626.4; 526

LA DÉTERMINATION RIGOUREUSE DES DÉPLACEMENTS VERTICAUX DES BARRAGES EN UTILISANT LES MESURES DU NIVELLEMENT GÉOMÉTRIQUE DE HAUTE PRÉCISION

PAR

GH. NISTOR

1. Introduction

Les dates concernant les déplacements verticaux des barrages présentent une importance particulière dans l'analyse du comportement de ceux-ci, couramment nommés tassements, pour les déplacements en bas et relèvements, pour les déplacements en haut.

Le principe de la mesure des déformations et des déplacements sur verticale est basé sur la détermination répétée des côtes des points de contrôle, denommés marques de tassement, fixées sur le barrage examiné, par rapport aux plusieurs repères fixes, emplacés sur des terrains nondéformables et en dehors de la zone d'influence du barrage.

Les points de contrôle encastrés sur le barrage se déplacent avec celui-ci et, donc, par des observations effectuées d'une façon cyclique on peut établir les valeurs des déplacements verticaux.

Les mesures géodésiques permettent l'analyse du comportement du barrage en fonction du caractère et de la dimension des déplacements verticaux. Parmis celles-ci, la méthode du nivellement géométrique de haute précision est la plus utilisée parce qu'elle assure la plus grande précision dans telles mesures.

À l'aide de la méthode rigoureuse des moindres carrés, conformément aux côtes des repères fixes du réseau de référence, on compense toutes les mesures effectuées sur terrain dans chaque cycle d'observations, en obtenant les côtes des points de contrôle. De l'analyse de la distribution des côtes de ces points, résultés du chaque cycle d'observations, on détermine les dimensions des déplacements verticaux. Mais ce mode de solutioner le problème implique un volume assez grand de calculs, en étant inefficient.

Vu qu'une série d'éléments de l'opération du traitement rigoureux des mesures effectuées sont communs pour tous les cycles d'observations, dans ce qui suit on propose un algorithme de calcul des déplacements verticaux du barrage examiné comme fonction directe des éléments mesurés sur terrain.

2. La détermination de l'algorithme général de calcul du vecteur du déplacement vertical

On analyse la détermination des déplacements verticaux d'un nombre, k, de points de contrôle (marques de tassement) par rapport à un nombre, p, de repères fixes du réseau de référence, comme fonction de n mesures, par exemple les différences de niveau, mesurées sur terain dans chaque cycle d'observations (Fig. 1).

Dans le cycle initial, pour la détermination des côtes des points de contrôle, 1, 2,..., k, conformément aux dimensions

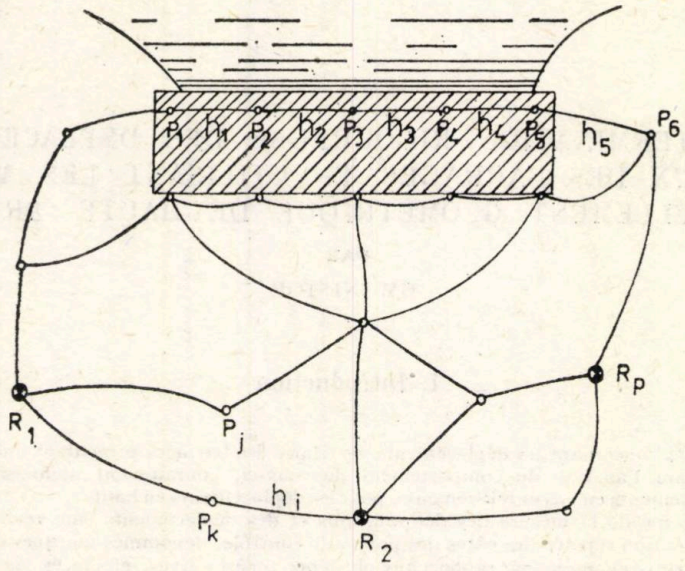


Fig. 1

$$l_{0i}=H_{0i}-H_{0,i-1}-h_{0i},\ (i=1, 2,..., n), \tag{1}$$

où H_{0i} et $H_{0,i-1}$ sont les côtes approximatives des points de contrôle et h_{0i} — la différence du niveau mesurée sur la section du nivellement, i, on écrit le système des relations des erreurs, exprimé à l'aide de la relation matricielle

$$A_{nk}X^0_{k1}+L^0_{n1}=V^0_{n1}, \tag{2}$$

avec P_{nn} — la matrice de poids. Dans la relation (2) on a noté par : n — le nombre des différences de niveau mesurées, qui est égal avec le nombre des relations des erreurs ; k — le nombre des corrections des côtes, égal avec le nombre des inconnues ; A_{nk} — la matrice des coefficients des relations des erreurs, où $n>k$; X^0_{k1} — le vecteur des corrections qui s'appliquent aux côtes approximatives pour obtenir les côtes compensées ; L^0_{n1} — le vecteur des termes libres des relations des erreurs ; V^0_{n1} — le vecteur des corrections à appliquer aux différences de niveau mesurées pour obtenir les différences de niveau compensées. Ces matrices peuvent être exprimées sous la forme ci-dessous :

$$A_{nk}=\begin{bmatrix} a_1\ b_1 \dots k_1 \\ a_2\ b_2 \dots k_2 \\ \dots\dots\dots\dots \\ a_n\ b_n \dots k_n \end{bmatrix},\quad X^0_{k1}=\begin{bmatrix} H_{11}-H_{01} \\ H_{12}-H_{02} \\ \dots\dots\dots\dots \\ H_{1k}-H_{0k} \end{bmatrix}=\begin{bmatrix} \Delta h_{01} \\ \Delta h_{02} \\ \dots\dots \\ \Delta h_{0k} \end{bmatrix}, \tag{3}$$

$$(3) \qquad L^0_{n1}=\begin{bmatrix} l_{01} \\ l_{02} \\ \dots \\ l_{0n} \end{bmatrix}, \quad V^0_{n1}=\begin{bmatrix} v_{01} \\ v_{02} \\ \dots \\ v_{0n} \end{bmatrix}, \quad P_{nn}=\begin{bmatrix} p_1\ 0\ \dots\ 0 \\ 0\ p_2 \dots\ 0 \\ \dots\dots\dots \\ 0\ 0\ \dots\ p_n \end{bmatrix}.$$

Les éléments de la matrice des coefficients des relations des erreurs, A_{nk}, ont les valeurs : + 1 si le point de contrôle, P_j, représente l'extrémité initiale de la ligne de nivellement, i ; — 1 si P_j est l'extrémité finale de la ligne, et 0 si P_j n'est pas une extrémité de la ligne.

Les côtes approximatives des points de contrôle, similaires au cycle initial d'observations, sont exprimées par la relation :

$$(4) \qquad H_{0j}=H_u+h^0_{uj}, \ (j=1, 2,\dots,k\ ;\ u=1, 2,\dots,p),$$

où H_u — les côtes des repères fixes du réseau de référence et h^0_{uj} — les différences de niveau mesurées sur terrain, pour chaque ligne de nivellement qui lie les points de cotes H_u et H_j.

On détermine les éléments de la matrice des termes libres, L^0_{n1}, à l'aide de la relation (1).

Enfin, on calcule les éléments de la matrice de poids, P_{nn}, à l'aide d'une des formules :

$$(5) \qquad p_i=\frac{1}{D_i}=\frac{C}{D_i} \text{ ou } p_i=\frac{1}{R_i}=\frac{C}{R_i},$$

où C — le coefficient de proportionalité ; D_i — la longueur de la ligne de nivellement, i ; R_i — le nombre des stations de nivellement effectuées au long de la ligne de nivellement, i.

Dans le cycle actuel d'observations, les relations des erreurs sont exprimées par la relation matricielle

$$(6) \qquad A_{nk}X^1_{k1}+L^1_{n1}=V^1_{n1},$$

avec P_{nn} — la matrice de poids. Les matrices A_{nk} et P_{nn} sont identiques avec celles du cycle initial et les autres sont :

$$(7) \qquad X^1_{k1}=\begin{bmatrix} H_{21}-H_{01} \\ H_{22}-H_{02} \\ \dots\dots\dots\dots \\ H_{2k}-H_{0k} \end{bmatrix}=\begin{bmatrix} \Delta h_{11} \\ \Delta h_{12} \\ \dots\dots \\ \Delta h_{1k} \end{bmatrix}, \quad L^1_{1n}=\begin{bmatrix} l_{11} \\ l_{12} \\ \dots \\ l_{1n} \end{bmatrix}, \quad V^1_{1n}=\begin{bmatrix} v_{11} \\ v_{12} \\ \dots\dots \\ v_{1n} \end{bmatrix}.$$

Dans les relations (2) et (6) on a noté par : H_{oj}, $(j=1, 2,\dots,k)$, les côtes approximatives des points de contrôle ; H_{1j}—les côtes compensées du cycle initial et H_{2j}—les côtes compensées du cycle actuel.

Le vecteur déplacement vertical du barrage, résulté entre les deux cycles d'observation, sera exprimé par la relation

$$(8) \qquad X_{k1}=\begin{bmatrix} H_{21}-H_{11} \\ H_{22}-H_{12} \\ \dots\dots\dots\dots \\ H_{2k}-H_{1k} \end{bmatrix}=\begin{bmatrix} \Delta H_1 \\ \Delta H_2 \\ \dots\dots \\ \Delta H_k \end{bmatrix}.$$

Ce mode de solutioner le problème est difficile et inefficient. Par conséquent on cherche à exprimer par voie directe les dimensions des déplacements verticaux des points de contrôle comme fonctions de variation des différences de niveau, mesurées dans chaque cycle d'observations. En effectuant la différence des relations (6) et (2) on obtient

$$A_{nk}(X^1_{k1}-X^0_{k1})+(L^1_{n1}-L^0_{n1})=V^1_{n1}-V^0_{n1},$$

ou

$$A_{nk}X_{k1}+L_{n1}=V_{n1}, \tag{9}$$

avec P_{nn} — la matrice de poids, où les matrices A_{nk} et P_{nn} restent les mêmes comme dans les relations (2) et (6) et les autres sont :

$$X_{1k}=\begin{bmatrix}(H_{21}-H_{01})-(H_{11}-H_{01})\\(H_{22}-H_{02})-(H_{12}-H_{02})\\\dots\dots\dots\dots\dots\dots\dots\dots\\(H_{2k}-H_{0k})-(H_{1k}-H_{0k})\end{bmatrix}=\begin{bmatrix}\Delta h_{11}-\Delta h_{01}\\\Delta h_{12}-\Delta h_{02}\\\dots\dots\dots\dots\\\Delta h_{1k}-\Delta h_{0k}\end{bmatrix}=\begin{bmatrix}\Delta H_1\\\Delta H_2\\\dots\dots\\\Delta H_k\end{bmatrix},$$

$$L_{n1}=L^1_{n1}-L^0_{n1}=(H_{0i}-H_{0,i-1}-h_{1i})-(H_{0i}-H_{0,i-1}-h_{01})= \tag{10}$$

$$=h_{0i}-h_{1i}=\begin{bmatrix}h_{01}-h_{11}\\h_{02}-h_{12}\\\dots\dots\dots\dots\\h_{0n}-h_{1n}\end{bmatrix}=\begin{bmatrix}l_1\\l_2\\\dots\\l_n\end{bmatrix},\quad V_{n1}=V^1_{n1}-V^0_{n1}=\begin{bmatrix}v_{11}-v_{01}\\v_{12}-v_{02}\\\dots\dots\dots\dots\\v_{1n}-v_{0n}\end{bmatrix}=\begin{bmatrix}v_1\\v_2\\\dots\\v_n\end{bmatrix}.$$

Dans la relation (9), la matrice X_{k1} représente le vecteur déplacement vertical des points de contrôle, L_{n1} — le vecteur des termes libres, dont les éléments sont formés par les différences entre les dimensions des différences de niveau mesurées dans les cycles d'observations initial et actuel et V_{n1}—le vecteur des corrections à appliquer aux différences provisoires entre les différences de niveau, pour obtenir les différences les plus probables.

Tant comme dans le cas des déplacements horizontaux [1], [2], la relation (9) est surnommée relation de déformation ou de déplacement parce que en la solutionant on obtient le vecteur des déplacements verticaux comme fonction directe des différences entre les dimensions des différences de niveau mesurées entre les deux cycles d'observations.

La détermination du vecteur du déplacement vertical du barrage est effectué dans la condition :

$$V^TPV=\min, \tag{11}$$

condition qui sera accomplie par l'annulation des dérivées partielles :

$$\frac{1}{2}\cdot\frac{\partial(V^TPV)}{\partial X}=0. \tag{12}$$

L'équation ainsi obtenue,

$$A^T_{kn}P_{nn}A_{nk}X_{k1}+A^T_{kn}P_{nn}L_{n1}=0, \tag{13}$$

correspond au système d'équations normales du vecteur déplacement vertical. En utilisant la notation $A_{kn}^T P_{nn} A_{nk} = N_{kk}$, celle-ci étant la matrice des coefficients des équations normales, l'équation (13) devient :

$$N_{kk} X_{k1} + A_{kn}^T P_{nn} L_{n1} = 0. \tag{14}$$

Par la multiplication à la gauche de l'équation matricielle (14) avec l'inverse de la matrice N_{kk} on obtient le vecteur des inconnues, c'est-à-dire le vecteur déplacements verticaux du barrage :

$$X_{k1} = -N_{kk}^{-1} A_{kn}^T P_{nn} L_{n1} = -Q_{kk} A_{kn}^T P_{nn} L_{n1}, \tag{15}$$

où Q_{kk}—la matrice des coefficients de poids. En utilisant la notation

$$Z_{kn} = Q_{kk} A_{kn}^T P_{nn} \tag{16}$$

on obtient pour le vecteur déplacement vertical du barrage étudié la relation finale

$$X_{k1} = -Z_{kn} L_{n1}, \tag{17}$$

ou bien

$$\begin{bmatrix} \Delta H_1 \\ \Delta H_2 \\ \dots\dots \\ \Delta H_k \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Z_{11}\ Z_{12} \dots Z_{1n} \\ Z_{21}\ Z_{22} \dots Z_{2n} \\ \dots\ \dots\dots\dots \\ Z_{k1}\ Z_{k2} \dots Z_{kn} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} l_1 \\ l_2 \\ \dots \\ l_n \end{bmatrix}.$$

On calcule les éléments de la matrice Z_{kn} conformément aux mesures du cycle initial ; elles restent constantes pour tous les autres cycles d'observations. C'est pourquoi, dans chaque cycle d'observations, à partir du deuxième, on obtiendra le vecteur déplacement vertical par la multiplication de la matrice de dimension constante, Z_{kn}, avec le vecteur des termes libres, L_{n1}, dont les éléments sont directement obtenus comme différences entre les dimensions des différences de niveau mesurées dans le cycle initial et celles mesurées dans le cycle respectif.

Conformément aux dates obtenues on élabore la documentation technique concernant le comportement du barrage.

3. L'évaluation de la précision des résultats

Pour l'évaluation de la précision des résultats obtenus on doit calculer l'erreur moyenne quadratique de l'unité de poids et les erreurs moyennes quadratiques des vecteurs déplacement vertical.

L'erreur moyenne quadratique de l'unité de poids, représentant l'erreur moyenne quadratique de la différence entre les différences de niveau mesurées dans les deux cycles d'observations, est donnée par la relation connue [2]

$$m_0 = \pm \sqrt{\frac{V^T P V}{n-k}}. \tag{18}$$

La dimension de cette erreur caractérise, indirectement, les conditions de mesure. Comme fonction de cette erreur on peut calculer les valeurs post-

compensation de l'erreur moyenne quadratique d'une différence de niveau mesurée :

$$(m_{h_i}) = \pm \frac{m_0}{\sqrt{2p_i}}, \tag{19}$$

et l'erreur moyenne quadratique d'une différence de niveau compensée :

$$m_{h_i} = \pm (m_{h_i}) \sqrt{\frac{k}{n}}. \tag{20}$$

L'évaluation de la précision du vecteur déplacement vertical est calculée à l'aide de la matrice

$$M_X^2 = m_0^2 Q_{kk}. \tag{21}$$

Ainsi, l'erreur moyenne quadratique du déplacement vertical du point de contrôle, j, ($j = 1, 2, \ldots, k$), est exprimée par la formule

$$m_{\Delta H_j} = \pm m_0 \sqrt{Q_{jj}}. \tag{22}$$

4. Conclusions

L'algorithme proposé permet l'obtention rapide et sûre du vecteur déplacement vertical du barrage étudié, en tant que fonction directe des éléments mesurés sur terrain qui se modifient dans chaque cycle d'observation. À l'aide du traitement des mesures par la méthode des moindres carrés on obtient les valeurs les plus probables des déplacements verticaux du barrage.

Les calculs peuvent être effectués complètement à l'aide d'un ordinateur ou on peut calculer à l'aide de celui-ci seulement les éléments de la matrice constante, Z_{kn}, et le vecteur déplacement vertical, X_{k1}, sera obtenu, pour chaque cycle d'observations, directement sur terrain, en utilisant un minicalculateur ou une machine manuelle de calcul.

Dans chaque cycle d'observations on peut réaliser l'évaluation de la précision de la détermination du déplacement vertical de tous les points de contrôle. Le développement de la précision ne sera pas influencé par l'augmentation du surplus des dates, représenté par la différence $n-k$, mais sera surtout par le développement de la précision de mesure sur terrain des différences de niveau.

L'algorithme proposé a un caractère tout-à-fait général et peut être employé pour l'étude des constructions massives de toute sorte.

Reçue le 15 juillet 1984

Institut Polytechnique, Jassy,
Laboratoire de
Topographie et Photogrammétrie

BIBLIOGRAPHIE

1. Nistor Gh., *Determinarea vectorului deplasărilor orizontale ale construcţiilor prin măsurări indirecte ponderate.* Bul. Inst. polit., Iaşi, **XXIII (XXVII)**, *3–4*, s. I (1977).

2. Nistor Gh., *Asupra unor metode topografo-geodezice de urmărire a comportării construcţiilor*. Thèse de doctorat, Université de Braşov, 1979.
3. Ghiţău D., *Geodezie-Triangulaţie*. EDP, Buc., 1973.

DETERMINAREA RIGUROASĂ A DEPLASĂRILOR VERTICALE ALE BARAJELOR FOLOSIND MĂSURĂRI DE NIVELMENT GEOMETRIC DE PRECIZIF ÎNALTĂ

(Rezumat)

Se prezintă un algoritm de calcul a deplasărilor verticale ale barajelor, folosind măsurările de nivelment geometric de precizie înaltă, tratate riguros prin metoda celor mai mici pătrate. Prin acest algoritm deplasările verticale se exprimă direct în funcţie de elementele măsurate pe teren, care variază în fiecare ciclu de observaţii, reprezentate de diferenţele de nivel.

Se indică modul de evaluare a preciziei rezultatelor.

BULETINUL INSTITUTULUI POLITEHNIC DIN IAŞI
Tomul XXX (XXXIV), Fasc. 1—4, 1984
Secţia V
CONSTRUCŢII. ÎMBUNĂTĂŢIRI FUNCIARE

D.K. 691.2

UNTERSUCHUNGEN BEZÜGLICH DER ANWENDUNG VON TRASS AUS VULKANISCHEM TUFF AUF DER UMGEBUNG VON TOCILOASA—BOTEŞTI—BUHOCI—RACOVA IN DER ZUSAMMENSETZUNG DER BAUMÖRTEL

VON

LIVIU GROLL, I. HÎRHUI und MIRCEA RUJANU

1. Einführung

Vorliegende Arbeit zeigt einen Aspekt des komplexen Untersuchungsprogrammes der Technischen Hochschule aus Jassy, bezüglich der Verwendung als Baumaterial des vulkanischen Tuffs aus der Umgebung Tociloasa—Boteşti—Buhoci—Racova (Bezirk Bacău).

Das Problem der Anwendung dieses Tuffs in gemahlener Form (Traß) in der Zusammensetzung der Mörtel, folgte aus der Notwendingkeit der vollständigen Verwertung des abgebauten Materials, welches nicht den technischen Bedingungen anderer Anwendungsbereiche entspricht (leichte Zuschlagsstoffe, Thermoisolationsmaterial usw.) und so also Abfallprodukt wäre.

Die ausgeführten chemischen Analysen zeigten einen Gehalt von 54% SiO_2 und 18% Al_2O_3 und eine Ionenaustauschkapazität mit Ca^{+2} höher als 10%.

Die Oxydzusammensetzung und die Abbindungskapazität laut STAS 4 240-68 waren Grundlagen des Studium bezüglich der Anwendung von Traß als hydraulischer Zusatzstoff in die Zusammensetzung der Kalk—Zementmörtel und Zement—Kalk—Mörtel, wobei man vor Allem die Herabsetzung des spezyfischen Verbrauchs des Zements verfolgte.

2. Organisierung der experimentellen Untersuchungen

Die experimentellen Untersuchungen gingen von einer Reihe von Verwendungsgesichtspunkten der Anwendung von Traß als lokales Material (ohne zusätzliche Transporte bis und von den Zementfabriken), Minimalisierung des Energieverbrauchs und anderer Behandlungen aus, welche den Preis von Traß erhöhen könnten und gleichfalls die Mörtelherstellungstechnologie nicht durch zusätzliche Sortierung des Traß zu komplizieren.

Man verfolgte somit : a) der Traß wird in die Zusammensetzung der Mörtel bei deren Herstellung als individuelles Material beigefügt und als nicht als Zementbestandteil ; b) man verwendet natürlichen Traß, ohne

zusätzliche physische und chemische Aktivierungsbehandlungen ; c) die Mahlfeinheit entspricht dem kompletten Durchgang durch das Sieb Nr. 02 (STAS 1 077-67) ; d) der Sand wird ohne granulometrische Modifizierungen verwendet, obwohl die spezifische Oberfläche des Gemisches Sand + Traß anwächst ; e) der gelöschte Kalk wird in Form von Paste beigefügt.

Die Laborstudiem verfolgten zwei Richtungen und zwar :

Die erste Richtung (Variante *A*) nimmt an, daß der zugefügte Traß- ein Zuschlagstoff ist (der „Zuschlagstoff" besteht aus dem Traß—Sand-Gemisch). Für konstante Zementdosen, Kalk und Zuschlagstoff behielt man die Verhältnisse Zement/Zuschlagstoff ($Z/(S+T)$) und Kalk/Zuschlagstoff ($K/(S+T)$) konstant, wobei die Traß-Dosis, ausgedrückt durch das Verhältnis Traß/Zuschlagstoff ($T/(N+T)$) veränderlich blieb.

Die zweite Richtung (Variante *B*) nimmt an das Traß zuträglich der Mörtelzusammensetzung beigefügt wird. Für konstante Zement — Kalk- und Sand-Dosen werden die Verhältnisse Zement/Sand (Z/S) und Kalk/Sand (K/S) konstantgehalten, wobei als Veränderliche wieder die Traß—Dosis, ausgedrückt durch das gleiche Verhältniss Traß/Zuschlag stoff ($T/(S+T)$) blieb, um die Resultate der beiden Varianten vergleichen zu können.

Ausgehend von einem Grundrezept (ohne Traß) und durch Veränderung der Traß-Dosis erhält man eine Reihe von Baumörteln beider Varianten, welche durch obenangegebenen Verhältnises charakterisiert sind.

Man verwendete bei der Grundrezeptur der Mörtel die der Richtlinien C17-78 (Tafeln 3 u. 5 aus den Richtlinien für Zement M 30). Zur Klassifizierung wurde dasselbe Indikativ des Mörtels der Richtlinien beigehalten.

In Tabelle 1 zeigt man die Rezepte der untersuchten Mörtel, ausgedrückt in Massenteilen und einheitsgleicher Kalkdosis.

Zwecks Ausschaltung der variablen Herstellungs-, Aufbewahrungs- und Untersuchungsbedingungen der Proben (zur Vervollständigung der Vergleichsbedingungen der Resultate) bestimmte man eine experimentelle Untersuchungstechnologie (auf Grund von STAS 2 634-70 und STAS 227/6-81) und zwar: a) die Materialien wurden gravimetrisch dosiert; b) die Kalkpaste hatte eine Konsistenz von 12 cm (STAS 3 910-68) ; c) die Wasserdosis bestimmte man für eine Mörtelkonsistenz von 9 cm (STAS 2 634-70) ; d) die Mörtelherstellung erfolgte im Labormischer (STAS 227/6-81) ; e) die Proben wurden in Metallmatrizen für Prismen $4 \times 4 \times 16$ cm gegossen und die Verdichtung erfolgte laut STAS 227/6-81 (zwei Etappen von 60 Stössen auf dem Stoßtisch) ; f) die Proben wurden laut STAS 2 634-70 aufbewahrt (24 Stunden in Matrizen, 6 Tage in der Feuchtluftschachtel und 21 Tage in der Atmosphäre) ; g) die Zug- durch Biegungs-Versuche erfolgten auf dem F r ü h l i n g-M i c h a e l i s Apparat (laut STAS 227/6-81) mit einer Belastungsgeschwindigkeit von 54 N/s ; h) für Druckproben wurden darauf die Prismenfragmente bei einer Belastungsgeschwindigkeit von 2,25 daN/cm^2 . s verwendet.

Man wandte bei den Untersuchungen Pa 35 - Zement an.

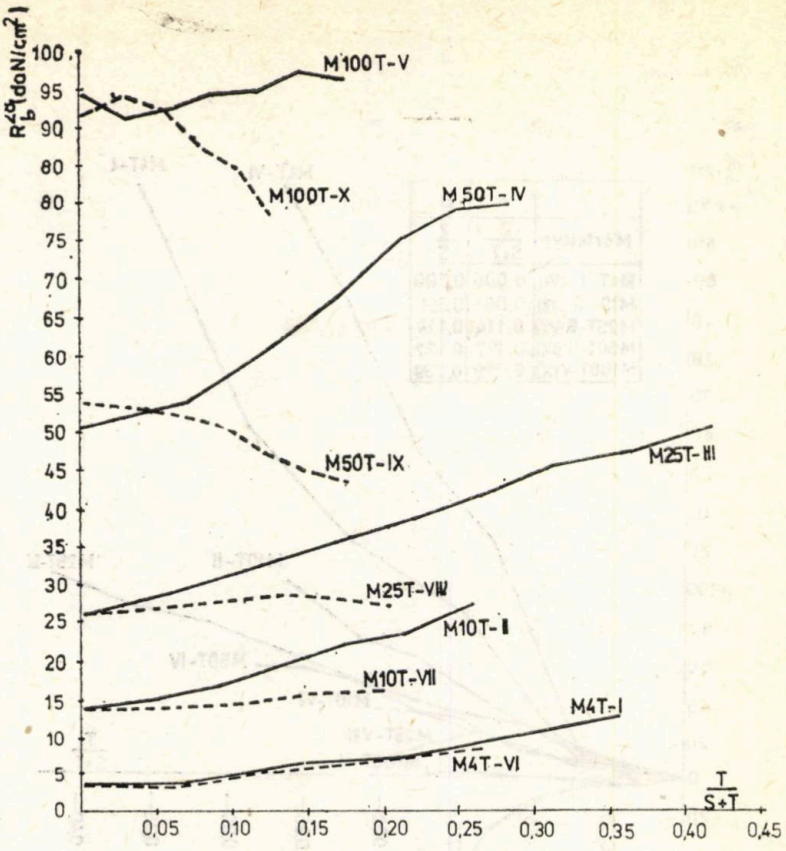


Abb. 1. — Veränderung der Druckfestigkeit.

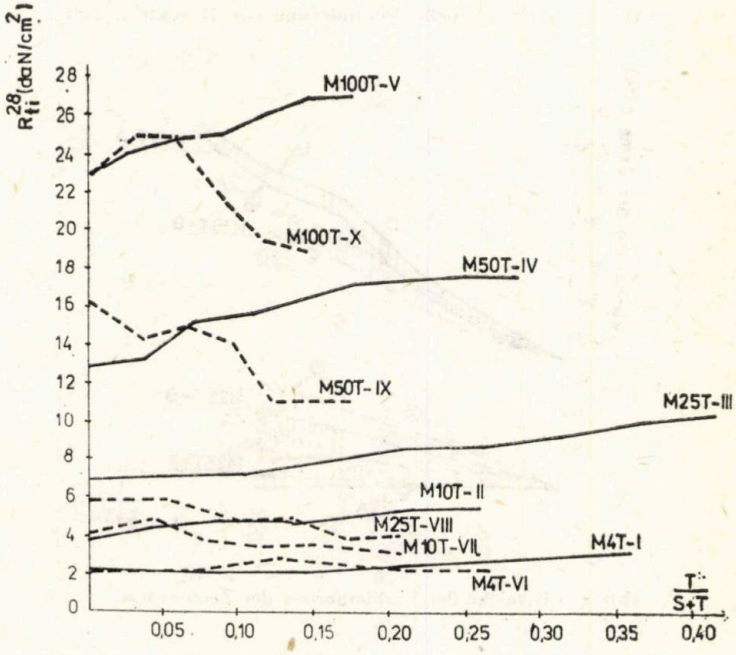
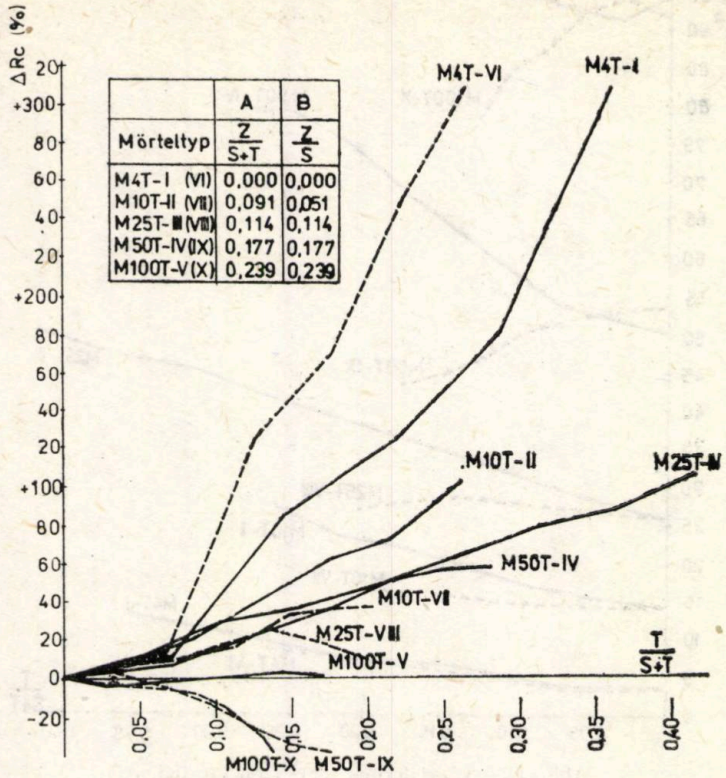


Abb. 2. — Veränderung der Zugfestigkeit durch Biegung.



Mörteltyp	A: Z/(S+T)	B: Z/S
M4T-I (VI)	0,000	0,000
M10T-II (VII)	0,091	0,051
M25T-III (VIII)	0,114	0,114
M50T-IV (IX)	0,177	0,177
M100T-V (X)	0,239	0,239

Abb. 3. — Prozentuelle Veränderung der Druckfestigkeit.

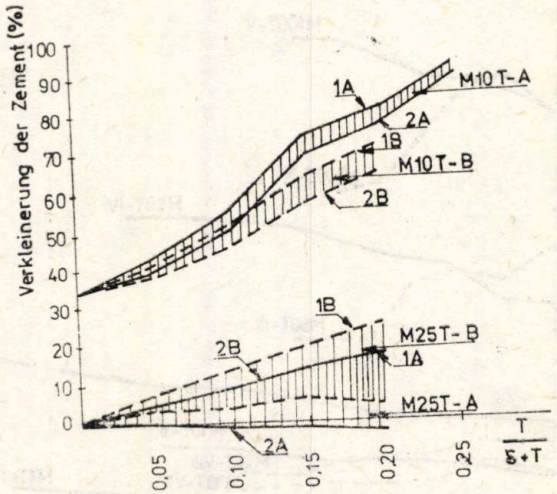


Abb. 4. — Bereiche der Verkleinerung der Zementdosis.

3. Erhaltene experimentelle Resultate

In Abb. 1 und 2 werden die Druck- und bzw. die Zug-Festigkeiten nach 28 Tagen der untersuchten Mörtelvarianten wiedergegeben. In Abb. 3 wird die prozentuelle Veränderung der Druckfestigkeiten in Abhängigkeit von der Traß-Dosis dargestellt.

Die Analyse dieser Darstellungen muß mit der Korrelation der Veränderung des Verhältnisses Z/S (anwachsend bei der Variante A und konstant bei der Variante B) bwz. $Z/(S+T)$ (konstant bei der Variante A und abnehmend bei der Variante B) gemacht werden.

Bezüglich der Veränderung der Zugfestigkeit kann man für die Variante A ein Anwachsen bei Vergrösserung der Traß-Dosis feststellen, also für eine konstante Zement-Dosis ($Z/(S+T)$=Konst.) ist die Verschlechterung der Granulosität der „Zuschlagstoffe" durch den hydraulischen Effekt des Traß's kompensiert. Aber bei Variante B, führt die Verschlechterung der Granulosität gleichzeitig mit der Verkleinerung der Zementdosis ($Z/(S+T)$ = =abnehmend) zur Zugfestigkeitsabnahmen.

Kommt an auf die Darstellungen der Abb. 1 zurück, so muß man unterstreichen, daß jede graphische Darstellung der Variante A sich durch die Verhältnisse $K/(S+T)$ und $Z/(S+T)$ konstant und daß jede graphische Darstellung der Variante B sich durch die Verhältnisse K/S und Z/S konstant charakterisieren, und in der Ordonate, unabhängig von Serie und Variante erhält man für alle Mörtel die gleiche Kornzusammensetzung des Zuschlagstoffs $(S+T)$.

Nimmt man die Hypothese der linearen Veränderung der charakteristischen Verhältnisse an, und zwar auf der Ordonate zwischen zwei nacheinanderfolgenden graphischen Darstellungen, kann man durch Interpolation äquivalente Mörtelrezepturen aufstellen, für das Erhalten von Mörteln mit gleicher Druckfestigkeit, aber mit unterschiedlichen Traß-Dosen.

Die Bestimmung der enthaltenen Materialien für ein Kubikmeter Mörtel, und zwar Frischmörtel erfolgte auf Grund der Bestimmung der Sandanteile der Basisrezeptur und die prozentuelle Veränderung der Zement- und Kalk-Dosen berechnete man auf Grund der Richtlinien C17-78.

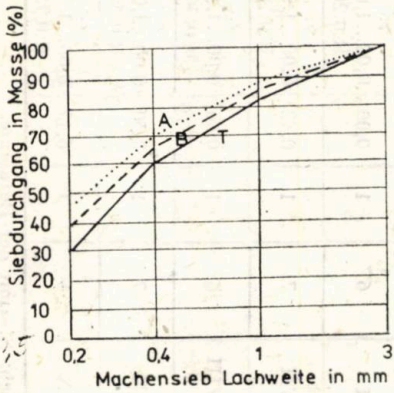


Abb. 5. — Sandkörnerzusammensetzung.

Die Äquivalenzberechnungen erfolgten in zwei Hypothesen: a) bei der ersten Hypothese nahm man an daß das Sand- und Traßgemisch für gleiche Sand-Dosis aus dem Rezept der Richtlinien das gleiche Frischmörtelvolumen ermöglicht; b) in der zweiten Hypothese nahm man an, daß Traß nicht bei dem Erhalten des Frischmörtelvolumens teilnimmt, und nur zu der Kompaktität der Mörtel beiträgt.

So sind die beiden Hypothesen der Äquivalenz Grenzsituationen und es können so die Verkleinerung der Zementdosen bestimmt werden in Abhängigkeit von der Traß-Dosis (Abb. 4).

Tabelle 1

Rezepte und Charakteristika der untersuchten Mörtel

Herstellungsvariante	Mörtelindex	Chargennummer	Rezept (Massenanteile)					Charakteristische Verhältnisse				
			Kalk K	Zement Z	Traß T	Sand S	Sand + Traß $S+T$	$\frac{\text{Kalk}}{\text{Sand}}$ K/S	$\frac{\text{Kalk}}{\text{Sand+Traß}}$ $K/(S+T)$	$\frac{\text{Zement}}{\text{Sand}}$ Z/S	$\frac{\text{Zement}}{\text{Sand+Traß}}$ $Z/(S+T)$	$\frac{\text{Traß}}{\text{Sand+Traß}}$ $T/(S+T)$
A	M4T-I	6	1	0,00	v. 0,00...1,00 R.0,20	v. 2,78...1,78 R.0,20	2,78	v. 0,360...0,562	0,360	0,000	0,000	v. 0,000...0,360
	M10T-II	7	1	0,42	v. 0,00...1,20 R.0,20	v. 4,62...3,42 R.0,20	4,62	v. 0,216...0,292	0,216	v. 0,091...0,123	0,091	v. 0,000...0,260
	M25T-III	9	1	0,66	v. 0,00...2,40 R.0,30	v. 5,77...3,37 R.0,30	5,77	v. 0,173...0,297	0,173	v. 0,114...0,196	0,114	v. 0,000...0,416
	M50T-IV	9	1	2,50	v. 0,00...4,00 R.0,50	v. 14,09...10,00 R.0,50	14,09	v. 0,075...0,099	0,071	v. 0,177...0,248	0,177	v. 0,000...0,396
	M100T-V	7	1	6,17	v. 0,00...4,50 R.0,75	v. 25,83...21,33 R.0,75	25,83	v. 0,039...0,047	0,039	v. 0,239...0,289	0,239	v. 0,000...0,147
B	M4T-VI	6	1	0,00	v. 0,00...1,00 R.0,20	2,78	v. 2,78...3,78 R.0,20	0,360	v. 0,360...0,265	0,000	0,000	v. 0,000...0,360
	M10T-VII	7	1	0,42	v. 0,00...1,20 R.0,20	4,62	v. 4,62...5,82 R.0,20	0,216	v. 0,216...0,172	0,091	v. 0,091...0,072	v. 0,000...0,260
	M25T-VIII	6	1	0,66	v. 0,00...1,50 R.0,30	5,77	v. 5,77...7,23 R.0,30	0,173	v. 0,173...0,138	0,114	v. 0,114...0,091	v. 0,000...0,206
	M50T-IX	7	1	2,50	v. 0,00...3,00 R.0,50	14,09	v. 14,09...17,09 R.0,50	0,071	v. 0,071...0,059	0,177	v. 0,177...0,146	v. 0,000...0,177
	M100T-X	6	1	6,17	v. 0,00...3,75 R.0,75	25,83	v. 25,83...29,58 R.0,75	0,039	v. 0,039...0,034	0,239	v. 0,239...0,209	v. 0,000...0,127

v. = veränderlich; R. = mit der Bezugrate.

Für die Mörtel mit einer Druckfestigkeit über 25 daN/cm², erhielt man aus den Äquivalenzberechnungen, gleiche und grössere Zementdosen als jene der Grundrezeptur, was auf den negativen Einfluß des Traß's hinweist.

Die erhaltenen Resultate auf Probemörteln hergestellt mit äquivalenten Rezepturen für Festigkeiten M10 bis M25, bestätigten die im Studium angenommenen Hypothesen, und zwar daß sich die Druckfestigkeiten um die erwarteten Werte gruppieren (Tabelle 2).

Tabelle 2

Äquivalente Rezepte der experimentell untersuchten Mörtel

Rezept Nr.	Erwartete Druckfestigkeit	Äquivalentes Rezept (Massenteile)				Dozenreduzierung Zement %	Eigenschaften des erhärteten Mörtels		
		Kalk	Zement	Traß	Sand		R_c^{28} daN/cm²	R_{ti}^{28} daN/cm²	ρ_a Kg/m³
1	10	1,226	0,2760	0,000	4,62	+34,24	9,37	2,67	1693
2	daN/cm²	1,303	0,2283	0,513	4,62	+45,87	11,47	2,96	1712
3		1,377	0,1808	0,815	4,62	+56,45	10,82	2,79	1698
4		1,426	0,1501	1,155	4,62	+64,25	9,94	2,53	1684
5	25	1,007	0,6529	0,000	5,77	+ 1,08	24,79	3,04	1678
6	daN/cm³	1,048	0,6314	0,641	5,77	+ 4,34	23,84	3,91	1693
7		1,063	0,6233	1,018	5,77	+ 5,56	26,16	2,75	1672
8		1,048	0,6341	1,442	5,77	+ 3,92	26,40	3,15	1711

4. Schlußfolgerungen

In den konkreten Gegebenheiten des Studium (Kornzusammensetzung des Sandes (Abb. 5), Verwendung des Pa35 Zements, Mahlfeinheit des Traß's usw.), folgt, daß die Zufügung des aus vulkanischen Tuffen erhaltenen Traß's für Verputzmörtel auf Grund von Kalk—Zement und Zement—Kalk, vor allem für Mörtel der Festigkeit M10 T vorteilhaft ist, bei welchen man eine Verkleinerung der Zementdose bis über 40% erhalten kann.

Gleichzeitig, mit der Verkleinerung der Zementdosis ist es nötig die Kalkdosis zu vergrössern, welche in einigen Fällen bis zu Werten von 25% anwachsen kann.

Der Trockenschwund der Mörtel wächst mit den Anwachsen der Traßdosis.

Die erhaltenen experimentellen Werte sind grösser als die berechneten, da die Kornzusammensetzung des verwendeten Sandes (Abb. 5) unzulänglich ist (die Kornzusammensetzungskurve ist über dem oberen Grenzwert des vorgeschriebenen Bereichs).

Eingegangen am 24. April 1984

Technische Hochschule, Jassy,
Lehrstuhl für Beton und
Konstruktionmaterialien

CERCETĂRI PRIVIND UTILIZAREA TRASULUI PROVENIT DIN TUFURILE VULCANICE DIN PERIMETRUL TOCILOASA – BOTEȘTI – BUHOCI – RACOVA, ÎN COMPOZIȚIA MORTARELOR PENTRU CONSTRUCȚII

(Rezumat)

Se prezintă rezultatele studiilor de laborator, referitoare la utilizarea trasului obținut prin măcinarea tufurilor vulcanice existente în zăcământul menționat, ca adaus hidraulic, în compoziția mortarelor de tencuială, pentru construcții.

BULETINUL INSTITUTULUI POLITEHNIC DIN IAȘI
Tomul XXX (XXXIV), Fasc. 1—4, 1984
Secția V
CONSTRUCȚII. ÎMBUNĂTĂȚIRI FUNCIARE

C.Z. 625.7

CRITERIU PENTRU ETAPIZAREA EXECUȚIEI BENZII DE INSERȚIE PE BAZA DEBITULUI BRETELEI

DE

HORIA ZAROJANU

1. Generalități

În prezent etapizarea execuției benzii de inserție este condiționată numai de debitul de serviciu al autostrăzii [1] și anume, față de lungimea normală de 200 m se admite, pînă la un debit de 750 vehicule etalon/oră și sens de circulație, construirea numai a unei jumătăți din această lungime.

Criteriul de etapizare formulat în cele ce urmează ține seama de debitul bretelei de acces și de probabilitatea admisă pentru a nu întîlni vehicule pe banda exterioară a autostrăzii.

Elementele puse la dispoziție de criteriul formulat în această lucrare trebuie corelate cu considerente de ordin economic și de organizare a execuției lucrărilor.

2. Ipoteze de calcul

Distribuția intervalelor de timp (t) pe banda exterioară a autostrăzii se admite a fi de tipul Erlang:

$$f(t)=\frac{(aq)^a}{\Gamma(a)}t^{a-1}e^{-aqt}, \tag{1}$$

în care: a — parametrul Erlang, ($a=1, 2,..., 6$), se obține, prin interpolare liniară, din tabelul 1, rotunjindu-se la valoarea întreagă cea mai apropiată [2]; q — debitul benzii exterioare a autostrăzii (vehicule etalon oră); $\Gamma(a)$ — funcția gama pentru parametrul Erlang.

Tabelul 1

Dependența parametrului Erlang a de debitul q al benzii exterioare a autostrăzii

q, [vehicule etalon/oră]	400	800	1 200	1 600	1 800
a	1,4	2,05	3,1	4,6	5,5

Intervalul de timp admisibil (critic), T, se obține în funcție de elementele geometrice ale racordării bretelei la autostradă, cu relația empirică [2], [4]:

$$T=5{,}547+0{,}828\,\theta-34{,}219\cdot 10^{-3}L+4{,}840\cdot 10^{-5}L^2-\\ -0{,}042\,\theta^2-0{,}874\,S,\ \text{[sec.]}, \tag{2}$$

unde: θ — unghiul de intrare, [grade sexagesimale]; L — lungimea accesului la autostradă, inclusiv pana de racordare, [m]; S — coeficient de formă ($S=0$ pentru acces de tip paralel și $S=1{,}0$ pentru cazul contrar).

Intervalul de timp admisibil este același pentru toate vehiculele [2].

Debitul benzii exterioare a autostrăzii se obține cu una dintre relațiile empirice din [3] în funcție de schema nodului rutier.

Intervalul de timp admisibil nu se modifică în timp, astfel că intervalele de așteptare a vehiculelor care intră pe autostradă sînt distribuite după o repartiție geometrică. Astfel, probabilitatea $P(n)$ ca, la intrarea pe autostradă, utilizatorul să fie obligat să aștepte n intervale mai mici decît T este:

$$P(n)=p^n(1-p),\ (n=1,2\ldots), \tag{3}$$

unde:

$$p=P(t<T)=\int_0^1 \frac{aqT}{\Gamma(a)}\,w^{a-1}e^{-aqTw}\,dw, \tag{4}$$

în care:

$$w=\frac{t}{T}\leqslant 1{,}0.$$

Relația (4) este echivalentă cu o distribuție Poisson:

$$p=1-e^{-aqT}\sum_{i=0}^{a-1}\frac{(aqT)^i}{i!}. \tag{5}$$

Înlocuind (5) în (3) se obține posibilitatea ca primele n intervale dintre vehiculele de pe banda exterioară a autostrăzii să fie mai mici decît T, iar intervalul $n+1$ să fie mai mare decît T.

3. Relații de calcul

Timpul mediu de așteptare a vehiculelor înainte de intrarea pe banda exterioară a autostrăzii este dat de relația [2]:

$$\mu\left(\frac{t}{T}\right)=\frac{e^{aqT}-\sum_{i=0}^{a}\frac{(aqT)^i}{i!}}{qT\sum_{i=0}^{a-1}\frac{(aqT)^i}{i!}}. \tag{6}$$

Relația dintre debitul bretelei (q_b), debitul benzii exterioare a autostrăzii (q), intervalul de timp admisibil (T) și posibilitatea $p(t>T)$ de a nu întîlni vehicule pe banda exterioară rezultă:

$$(7) \qquad q_b = \frac{1-p(t>T)}{\mu(t)a}.$$

4. Succesiunea operaţiilor necesare

a) Se determină parametrul a (Erlang) aferent debitelor de serviciu recomandabil (nivelul de serviciu B) şi admisibil (nivelul de serviciu C) pe banda exterioară a autostrăzii.

b) Se calculează intervalele critice T pentru diversele lungimi ale benzii de inserţie propuse în cadrul etapizării (în general două valori).

c) Se determină debitele admisibile ale bretelei (q_b) pentru fiecare dintre cazurile a) şi b) şi pentru o anumită probabilitate de a nu întîlni vehicule pe banda exterioară a autostrăzii la accesul pe autostradă.

d) Etapele de realizare ale benzii de inserţie rezultă din comparaţia debitului necesar al bretelei cu cel admisibil.

5. Concluzii

a) Criteriul propus permite să se ţină seama, la etapizarea construirii benzii de inserţie şi de debitul bretelei prin corelarea acestuia cu debitul benzii exterioare a autostrăzii în scopul asigurării, pe autostradă, a nivelului de serviciu urmărit (B, C).

b) Utilitatea etapizării benzii de inserţie creşte în cazul etapizării însăşi a nodului rutier, ca de exemplu semitreflă/treflă completă, pasaj inferior etc.

c) Dacă sporirea lungimii benzii de inserţie rezultă într-un interval sub 8 ani de la darea în exploatare a nodului rutier, etapizarea nu se justifică [5].

d) Criteriul propus este aplicabil şi în cazul în care drumul principal este de clasa tehnică II.

Primită la 4 aprilie 1984

Institutul politehnic, Iaşi,
Catedra de căi de comunicaţii

BIBLIOGRAFIE

1. * * * *Normativ departamental PD 162—1974. Proiectarea autostrăzilor interurbane.* IPTANA—M.T.Tc., Bucureşti.
2. Drew D., *Traffic Flow Theory and Control.* Mc Graw - Hill Book Company, N.Y., 1968.
3. * * * *Capacité des routes.* Service des études et recherches sur la circulation routière, 1966.
4. Nistor N., Vasiliu C., *Teoria traficului rutier şi siguranţa circulaţiei.* Univ. Bucureşti, 1977.
5. * * * *Instructions sur les conditions techniques d'aménagements des autoroutes de liaison.* SETRA, 1971.

CRITÈRE POUR LA CONSTRUCTION EN ÉTAPES DE LA BANDE D'INSERTION EN FONCTION DU DÉBIT DE LA BRETELLE

(Résumé)

On propose un critère pour la construction en étapes de la bande d'insertion en fonction du débit de la bretelle d'acces et du niveau de service imposé pour l'autoroute.

BULETINUL INSTITUTULUI POLITEHN C D N IAȘI
Tomul XXX (XXXIV), Fasc. 1—4, 1984
Secția V
CONSTRUCȚII. ÎMBUNĂTĂȚIRI FUNCIARE

C.Z. 625.7

STUDIUL REFLEXIEI ÎMBRĂCĂMINȚILOR RUTIERE (II)

DE

GH. GUGIUMAN și HORIA CHIRIAC

1. Dispozitivul pentru măsurarea valorilor reflexiei luminii de către îmbrăcămintea drumului

Pentru determinarea *in situ* a reflexiei luminii de către îmbrăcămintea rutieră, în cadrul laboratorului de Drumuri al Facultății de construcții din Institutul politehnic, Iași, s-a realizat un dispozitiv adecvat [1] ținîndu-se seama de experiența cercetătorilor din alte țări [2]...[9].

Dispozitivul, a cărui schemă este prezentată în fig. 1, este compus din următoarele elemente : *1* — sursă de lumină stabilizată (far de autoturism Dacia 1300 — 40 W, 12 V) care iluminează suprafața îmbrăcămintei rutiere sub un unghi mediu de 2° (fig. 2); *2* — tub fotoelectronic, cu o sensibilitate de 40 μA în domeniul vizibil ; *3* — amplificator de curent continuu ; *4* — alimentator cu baterii ; *5* — aparat de măsură a curentului electric (miliampermetru cu sensibilitate maximă de 1 μA) ; *6* — cutie obscură.

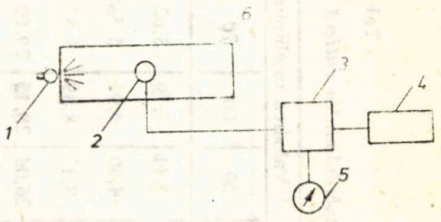


Fig. 1

Caracteristicile principale ale acestui dispozitiv sînt următoarele : a) sursa de lumină are o poziție fixă față de suprafața îmbrăcămintei rutiere ; b) tubul fotoelectronic se deplasează pe un arc de cerc, simetric față de punctul de măsură, cuprins între 20° și 160° (fig. 2) ; c) se pot efectua măsurători, atît ziua cît și noaptea, fără influența unor surse de lumină parazite deoarece atît sursa de lumină cît și tubul fotoelectronic sînt montate într-o cutie obscură ; d) dispozitivul poate fi folosit atît pentru măsurători, direct, pe partea carosabilă a drumului cît și în laborator. În acest ultim caz cutia obscură se montează pe un suport special iar măsurătorile se efectuează pe plăci pătrate cu latura de 250 mm confecționate din mixtura respectivă sau recoltate din îmbrăcămintea rutieră.

2. Efectuarea măsurătorilor *in situ*

Deoarece suprafața îmbrăcămintii rutiere este supusă în fiecare moment la o serie complexă de influențe legate de climă, trafic etc.,

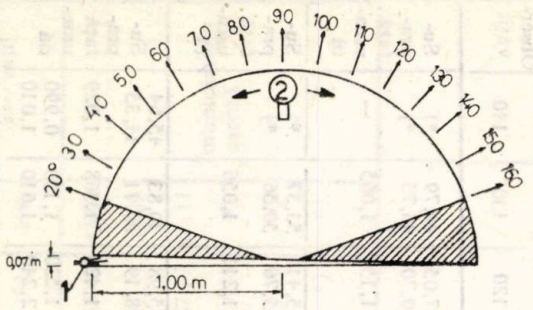


Fig. 2. — Cîmpul optic de măsură al dispozitivului

numai determinarea directă, pe drum, a caracteristicilor de reflexie este reprezentativă pentru o anumită îmbrăcăminte rutieră.

Pentru eliminarea influenței factorilor climatici se va căuta ca determinările pentru un sector de drum să se efectueze pe cît posibil în aceleași condiții de temperatură și umiditate.

Pentru efectuarea măsurătorii cutia obscură a dispozitivului se așează pe suprafața îmbrăcămințiI rutiere astfel ca sensul iluminării suprafeței rutiere de către sursa de lumină să coincidă cu sensul de mers al autovehiculelor de pe banda de circulație respectivă. Pentru etanșarea laterală a cutiei obscure contra luminii parazite s-a folosit o fîșie de pînză neagră care s-a mulat pe denivelările îmbrăcămințiI rutiere.

Dispozitivul a fost utilizat în intersecția „Două cantoane" de pe D.N. Tulcea—Ovidiu (km 226+655) unde benzile directe s-au realizat cu o îmbrăcăminte bituminoasă de culoare roșie [10].

Măsurătorile s-au efectuat, în prima etapă, în șase stații pe banda stîngă a drumului, cu îmbrăcăminte bituminoasă de culoare roșie și în două stații, pe îmbrăcăminte bituminoasă obișnuită. Valorile obținute sînt prezentate în tabelul 1 și respectiv tabelul 2, comparativ, atît în cazul suprafeței îmbrăcămințiI în stare uscată cît și în stare umedă.

În fiecare stație s-au efectuat determinări în trei puncte : unul la 1,00 m de marginea din dreapta a benzii de circulație, altul în axul benzii și ultimul la 1,00 m de marginea din stînga a benzii.

Tabelul 3

Variația gradului de alb

	Epruvete circulare cu diametrul de 5,05 cm în stare :		Carote prelevate din îmbrăcăminte în stare :	
	uscată	umedă	uscată	umedă
Gradul de alb, [%]	7,20	5,20	12,48	8,85
Variația gradului de alb al suprafeței umede față de suprafața uscată, [%]	—	−27,78	—	− 29,09
Variația în timp a gradului de alb, [%]	100,00	100,00	+ 173,33	+ 170,19

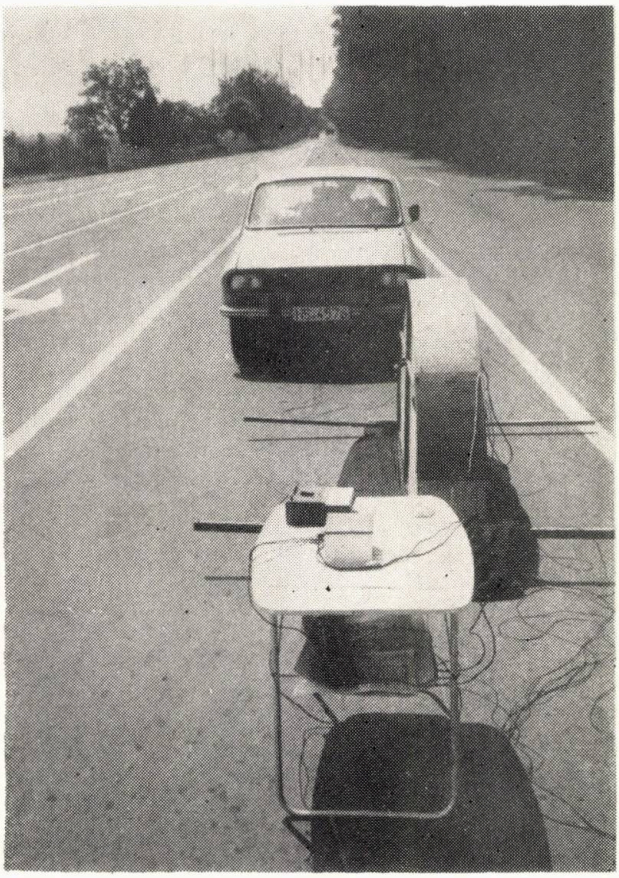


Fig. 3. — Dispozitivul de determinat reflexia luminii în poziție de lucru.

Pentru o ghidare rapidă la stabilirea distanțelor laterale a punctelor de măsură s-au montat, pe cutia obscură, patru distanțieri a cîte 1,00 m lungime fiecare (fig. 3).

Măsurătorile s-au efectuat în două etape : prima la 2 ani și 11 zile de la execuția îmbrăcămin ii colorate și a doua la 2 ani și 11 luni față de același termen de referință [11].

Din îmbrăcămintea rutieră colorată s-au recoltat carote pe care s-a determinat în laborator gradul de alb, cu ajutorul leukometrului Zeiss, ale cărui valori sînt prezentate în tabelul 3, în comparație cu valorile gradului de alb obținute pe epruvete circulare confecționate din mixtura proaspăt preparată.

3. Concluzii

Măsurătorile efectuate *in situ* au scos în evidență atît precizia dispozitivului cît și buna lui manevrabilitate în timpul măsurătorilor.

Din punct de vedere al reflexiei luminii îmbrăcămintea bituminoasă de culoare roșie are o reflexie semi-difuză în stare uscată ale cărei valori sînt în medie cu 24% mai mari decît cele ale unei îmbrăcămin ți bituminoase obișnuite. În stare umedă îmbrăcămintea colorată prezintă valori ale reflexiei luminii cu 29% mai mari față de îmbrăcămintea obișnuită ; scăderea reflexiei luminii la trecerea îmbrăcămin ții rutiere din stare uscată în stare umedă este cu 83% mai mică la îmbrăcămintea de culoare roșie față de îmbrăcămintea obișnuită.

În ceea ce privește evoluția în timp a valorilor intensității luminii reflectate de către îmbrăcămintea rutieră colorată, așa cum rezultă din măsurătorile efectuate în cele două etape [11] cît și din analiza variației gradului de alb, prezentată în tabelul 3, se constată o creștere a acestor valori în medie cu 55% și respectiv a gradului de alb cu 70%, ceea ce indică o sporire a vizibilității obiective.

Aceste observații confirmă buna vizibilitate a îmbrăcămin ii bituminoase de culoare roșie, atît în stare uscată cît și în stare umedă și subliniază avantajele utilizării ei în punctele traseului unui drum în care este necesară asigurarea unei vizibilități maxime ca : intersecții complexe, tuneluri rutiere neiluminate etc.

Deoarece factorul de reflexie a luminii este strîns legat de rugozitatea ei este necesară și determinarea rugozității geometrice a suprafeței îmbrăcămin ții. Cea mai eficace metodă este „înălțimea de nisip" care servește și la identificarea îmbrăcămin ii din punct de vedere al rugozității conform propunerilor Comitetului tehnic pentru caracteristici de suprafață din cadrul celui de al XVI-lea Congres Mondial al Drumurilor [13].

Deoarece pînă în prezent nu există nici un aparat tipizat, recunoscut și omologat pe plan internațional, considerăm că măsurarea, cu diferite dispozitive, a caracteristicilor de reflexie a suprafeței îmbrăcămin ii rutiere constituie un mod obiectiv de evaluare a vizibilității acesteia și, implicit, a gradului de siguranță a traficului.

Primită la 21 septembrie 1984

Institutul politehnic, Iași,
Catedra de căi de comunicație

BIBLIOGRAFIE

1. Gugiuman Gh., Chiriac H., *Determinarea reflexiei îmbrăcăminților rutiere.* Cerc. șt. și dezv. tehnol. în transporturi în al 6-lea deceniu de existență, I.C.P.T.T., Buc., 1981.
2. Ariano R., *Circolazione e costruzioni stradali.* Görlich Editore, Milano, 1965.
3. Sabey B.E., *Road Surface Reflection Characteristics.* TRRL Report LR 490, 1972.
4. Kluge G., *Stand der laboratoriumsmässigen Hellbezugswertmessungen für den bituminösen Strassenbau.* Strassenbau-Technik, *19* (1972).
5. Greger H., *Bestimmung der Reflexionseigenschaften von Fahrbahnoberflächen mit Hilfe von Kunstoffabgüsen.* Lichttechnik, *11* (1972).
6. Range D., *Ein Strassenreflektometer zur vereinfachten Bestimmung der lichttechnischen.* Lichttechnik, *8* (1973).
7. Kirchner S., *Qualitätskriterien für die Oberfläche aufgehellter bituminöser Verschleisschichten.* Die Strasse, *12* (1973).
8. Sorensen K., *Road Surface Reflection Data.* The Danish Illuminating Engineering Laboratory, 1975.
9. Peroni G., Pallotta S., *Il „retroriflettometro a lettura diretta" perfezionato dalla Soc. Autostrade ai fini della visibilità nella guida notturna.* Autostrade, *5* (1981).
10. Gugiuman Gh., Burada N., Surcă I., *Folosirea îmbrăcăminților bituminoase colorate pentru benzi speciale la drumuri.* Rev. Transp., *6* (1977).
11. Gugiuman Gh., *Contribuții la realizarea îmbrăcăminților asfaltice colorate în scopuri rutiere.* Teză de doctorat, Inst. polit., Iași, 1983.
12. Gugiuman Gh., *Studiul reflexiei îmbrăcăminților rutiere (I).* Bul. Inst. polit., Iași, **XXVI (XXX)**, *3—4*, s. V (1980).
13. * * * XVI Congrès Mondial de la Route, Vienne, 1979. Comité technique des caracteristiques de surface — Rapport.

L'ÉTUDE DE LA RÉFLEXION DES REVÊTEMENTS ROUTIERS (II)

(Résumé)

On présente un dispositif pour la détermination des valeurs de réflexion de la lumière par les revêtements routiers.

Les mesures éfectuées avec ce dispositif sur une surface bitumineuse rouge ont souligné l'augmentation de la visibilité de ces types de revêtements par rapport aux ceux communs.

BULETINUL INSTITUTULUI POLITEHNIC DIN IAȘI
Tomul XXX (XXXIV), Fasc. 1—4, 1984
Secția V
CONSTRUCȚII. ÎMBUNĂTĂȚIRI FUNCIARE

D.C. 628.1

STUDY CONCERNING LAMELLA SETTLERS EFFICIENCY

BY

EMANOIL BÂRSAN and CĂLIN IGNAT

1. General Considerations

Lamella settlers are installations used for water clarifying. There are made up of n parallel plates (tubes) system, inclined with an α angle from the horizontal through which water containing suspensions flows in laminar condition.

Lamella settlers have appeared after being found that superficial loading does not depend of the sedimentation tank depth.

In this installation the particle with w settling velocity greater than w_c critical settling velocity separate themselves from the fluid and they set down. The removed suspensions slide on the inclined planes formed of parallel plates of the installation, they are collected and then discharged.

The major advantage of this installation is continuous working with high efficiency in comparison with classical installations of sedimentation.

For analysing the following assumptions are made : a) the water flowing is laminar and one dimensional ; b) the initial acceleration of the particle up to terminal settling velocity is neglected ; c) in installation, the process of coagulation—floculation of the particles does not continue ; d) the terminal settling velocity of the particle does not change with time or position ; c) for the water velocity between the plates of installation it is taken into account the average value v_a and the value of a given point u (Fig. 1).

The displacement of a particle P carried away by the water stream is achieved by common action of flow and settling velocity (Fig. 1).

Considering x-axis parallel with the flow direction and y-axis normal on this, from Fig. 1 it results the basic equations for lamella settler calculus [1] :

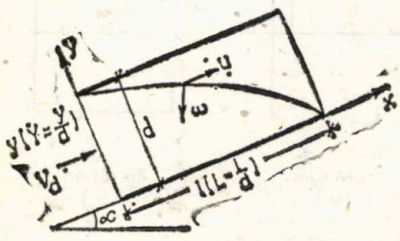


Fig. 1

$$(1) \qquad \frac{u}{v_a} = A(Y - Y^2)$$

— velocity distribution on the section ;

$$(2) \qquad \frac{w_c}{v_a} = \frac{S_c}{\sin \alpha + L \cos \alpha}$$

— trajectory of particle with critical setlling velocity, in which : u represents the fluid velocity in a given point in x direction ;

v_d — average velocity of the flow in x direction; $L=l/d$, l being the length in flow direction and d — the fluid height normal on flow direction; $Y=y/d$ — the reduced ordinate of particles trajectory in y direction; w_c — settling velocity of a particle having the trajectory so that to be retained at the downstream limit of the system; A — coefficient depending on the used system (parallel plates, $A=6$, circular tubes, $A=8$, etc.); S_c — characteristic parameter for the used system parallel plates, $S_c=1$, circular tubes, $S_c=4/3$, etc.).

A system of lamella tanks will be the more efficient the more it retains particles with smaller dimensions, that is, they have a slower settling velocity.

For an average flow velocity, v_d, and given type of system (plates, tubes, etc.) the maximum efficiency is obtained by minimizing of expression (2) in respect of L and α:

$$E=\frac{w_c}{v_d}=\frac{S_c}{\sin\alpha+L\cos\alpha}. \tag{3}$$

Starting from the fact that in practice, both the independent and combinated installation, the lamella systems are inserted into cylindrical or parallelipipedic tanks, it is necessary a corresponding adjustement of relation (3) and its study for the characteristic cases.

2. Lamella Settler Inserted into a Cylindrical Tank

The relation (3) establishes the efficiency for the general case of lamella tank. When the lamella settling installation is inserted into a cylindrical tank, the average flow velocity depends on the rectangular section inserted into the cylinder circle, the angle of inclination and the plate length of installation.

a) *Lamella Settler Inserted into a Vertical Cylindrical Tank with Upflow.* Considering the geometrical elements from Fig. 2 *a* it may written successively:

$$\frac{v_b}{v_0}=\frac{\pi R^2}{a(4R^2-a^2)^{1/2}}, \tag{4}$$

$$\frac{v_c}{v_b}=\frac{a}{a-L\operatorname{tg}\alpha}, \tag{5}$$

$$v_d=\frac{v_c}{\cos\alpha}. \tag{6}$$

Combining the three relation, it results:

$$v_d=\frac{\pi v_0}{\left[4-\left(\frac{\alpha}{R}\right)^2\right]^{1/2}\left(\frac{a}{R}-\frac{L}{R}\operatorname{tg}\alpha\right)\cos\alpha}. \tag{7}$$

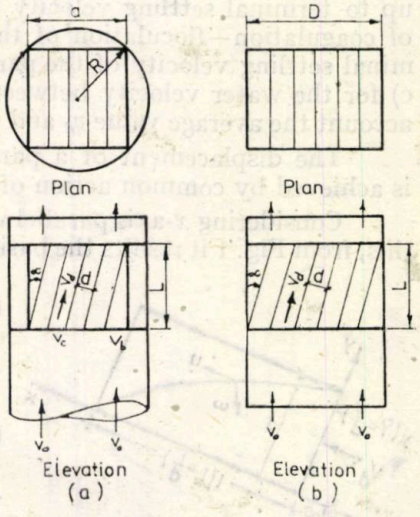


Fig. 2

Introducing relation (7) in relation (3), it results :

$$E_1 = \frac{w_c}{v_0} = \frac{\pi\delta}{(4-\beta^2)^{1/2}(\beta-\gamma\,\mathrm{tg}\,\alpha)(\gamma\sin\alpha+\delta\cos^2\alpha)}, \tag{8}$$

whith :

$$\beta = \frac{a}{R}, \quad \delta = \frac{d}{R}, \quad \gamma = \frac{L}{R}.$$

Similarly there are established relations for the following cases :

b) *Lamella Settler Inserted into a Vertical — Cylindrical Tank with Downflow* :

$$E_2 = \frac{\pi\delta}{(4-\beta^2)^{1/2}(\beta-\gamma\,\mathrm{tg}\,\alpha)(\gamma\sin\alpha-\delta\cos^2\alpha)}. \tag{9}$$

c) *Lamella Settler Inserted into a Horizontal—Cylindrical Tank with Upflow :*

$$E_3 = \frac{\pi\delta}{(4-\beta^2)^{1/2}(\beta\sin\alpha-\gamma\cos\alpha)(\gamma+\delta\cos\alpha)}. \tag{10}$$

d) *Lamella Settler Inserted into a Horizontal — Cylindrical Tank with Downflow* :

$$E_4 = \frac{\pi\delta}{(4-\beta^2)^{1/2}(\beta\sin\alpha-\gamma\cos\alpha)(\gamma-\delta\cos\alpha)}. \tag{11}$$

3. Lamella Settler Inserted into Parallelipipedic Tank

There are distinguished the following cases :

a) *Lamella Settler Inserted into a Parallelipipedic Tank with Upflow* (Fig. 2 *b*). The efficiency has the following expression :

$$E_5 = \frac{\delta}{(\cos\alpha-\gamma\sin\alpha)(\gamma\,\mathrm{tg}\,\alpha+\delta\cos\alpha)}, \tag{12}$$

whith :

$$\delta = \frac{d}{D}, \quad \gamma = \frac{L}{D}.$$

b) *Lamella Settler Inserted into a Parallelipipedic Tank with Downflow* :

$$E_6 = \frac{\delta}{(\cos\alpha-\gamma\sin\alpha)(\gamma\,\mathrm{tg}\,\alpha-\delta\cos\alpha)}. \tag{13}$$

c) *Lamella Settler Inserted into a Horizontal Parallelipipedic Tank with Upflow* :

$$E_7 = \frac{\delta}{(\sin\alpha+\gamma\cos\alpha)(\gamma+\delta\cos\alpha)}. \tag{14}$$

d) *Lamella Settler Inserted into a Horizontal Parallelipipedic Tank with Downflow*:

$$E_8 = \frac{\delta}{(\sin\alpha - \gamma\cos\alpha)(\gamma - \delta\cos\alpha)}. \tag{15}$$

4. The Determination of Maximum Efficiency

The maximum efficiency for those eight cases taking into consideration is established by searching the minimum of expressions E.

Because in E expressions there are many parameters, in this paper, α (the inclination angle of lamella) was considered as basic parameter, that is, $E=f(\alpha)$; then it was calculated $f'(\alpha)$. It was solved the equation $f'(\alpha)=0$ by the Newton method for the precised parameters (in expressions E_1, ... , E_4 — β, δ, γ and in expressions E_5,..., E_8 — δ, γ). The zero obtained is the minimum point for functions E.

For a more comprising analyse there were calculated the minimum values of E for different values of δ(δ=0.02, 0.05, 0.1, 0.15, 0.2 m) and angles α comprised between 5°...85° (steps of 5°) resulting the corresponding values for the other parameters under a table shape. An example is given in Table 1.

With the table obtained by automatic calculus these were drawn up diagrams that give the minimum of function E for different values of α and also the corresponding values for the other parameters.

In Figs. 3...10 there are presented the diagrams of functions E_1,...,E_8 depending on angle α and for the preestablished value of δ.

Table 1

Function E 1

Calculi for DELTA=0.02

Alpha	.Beta	.Gamma	.Function
5	.162968E+01	.919978E+01	.799675E−01
10	.162971E+01	.456544E+01	.809144E−01
15	.162978E+01	.300516E+01	.825339E−01
20	.162986E+01	.221319E+01	.848920E−01
25	.162998E+01	.172831E+01	.880994E−01
30	.163011E+01	.139672E+01	.922781E−01
35	.163027E+01	.115243E+01	.976695E−01
40	.163044E+01	.962414E+00	.104576E+00
45	.163064E+01	.808248E+00	.113454E+00
50	.163085E+01	.678831E+00	.125002E+00
55	.163108E+01	.567032E+00	.140322E+00
60	.163133E+01	.468038E+00	.161260E+00
65	.163159E+01	.378441E+00	.191146E+00
70	.163185E+01	.295729E+00	.236655E+00
75	.163213E+01	.217971E+00	.313368E+00
80	.163241E+01	.143614E+00	.468041E+00
85	.163270E+01	.713462E−01	.934487E+00

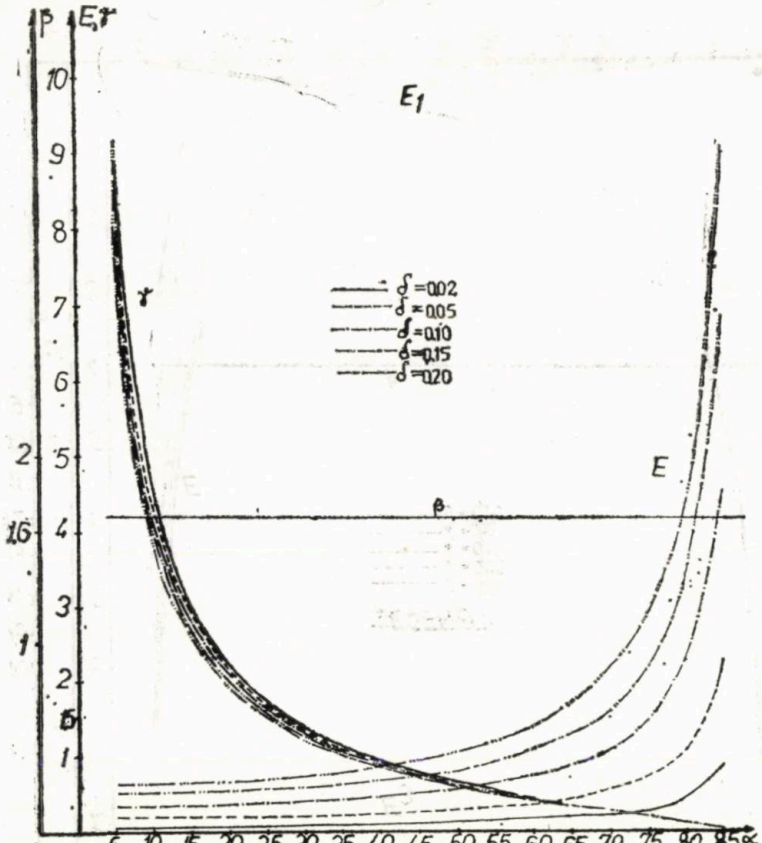

E,γ
E1
γ
E
β
δ=0.02
δ=0.05
δ=0.10
δ=0.15
δ=0.20
α

Fig. 3

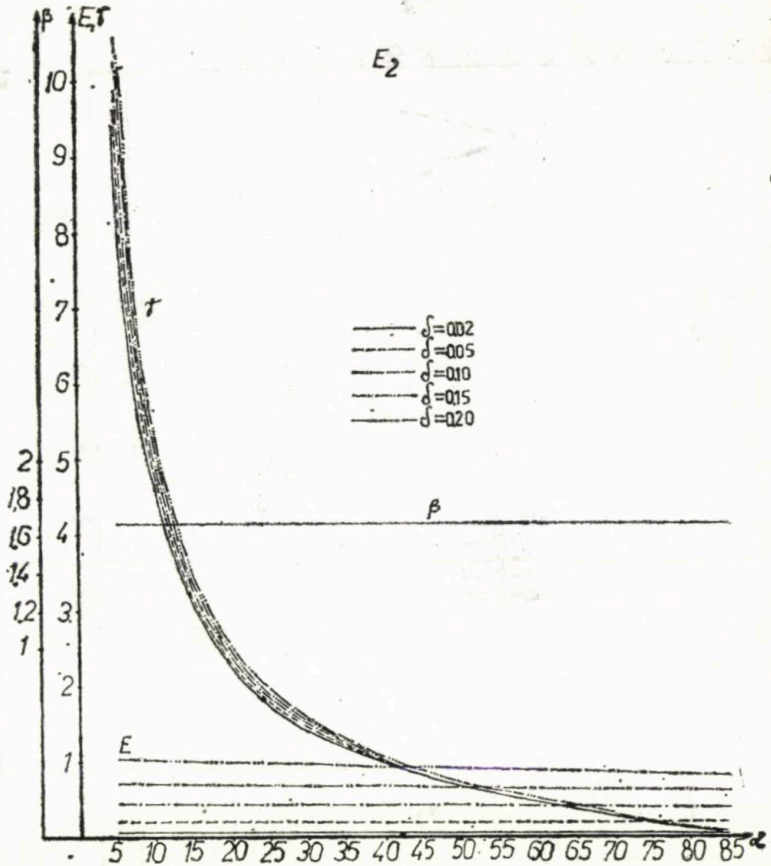

E,γ
E2
γ
E
β
δ=0.02
δ=0.05
δ=0.10
δ=0.15
δ=0.20
α

Fig. 4

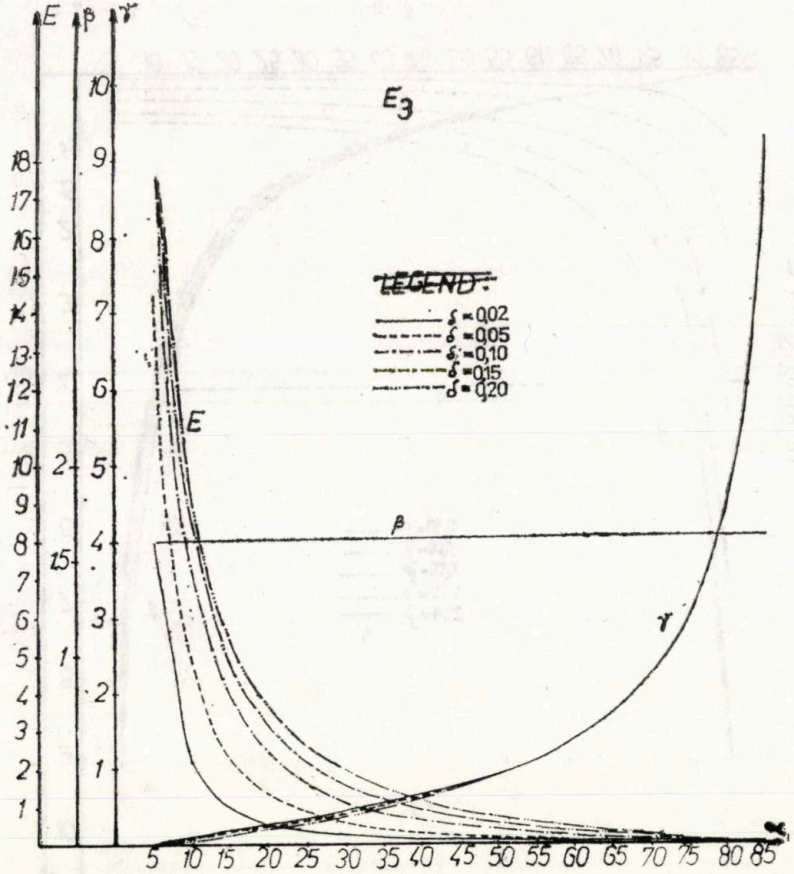

E
β
γ
E3
LEGEND:
δ = 0,02
δ = 0,05
δ = 0,10
δ = 0,15
δ = 0,20
E
β
γ
α
5 10 15 20 25 30 35 40 45 50 55 60 65 70 75 80 85

Fig. 5

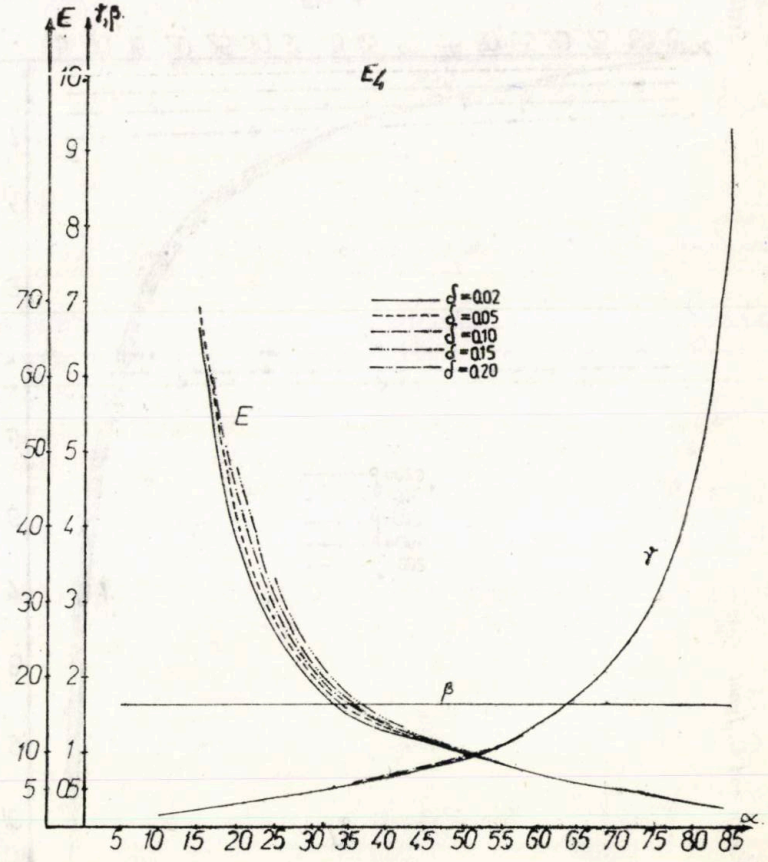

E
γ,β
E4
δ = 0,02
δ = 0,05
δ = 0,10
δ = 0,15
δ = 0,20
E
γ
β
α
5 10 15 20 25 30 35 40 45 50 55 60 65 70 75 80 85

Fig. 6

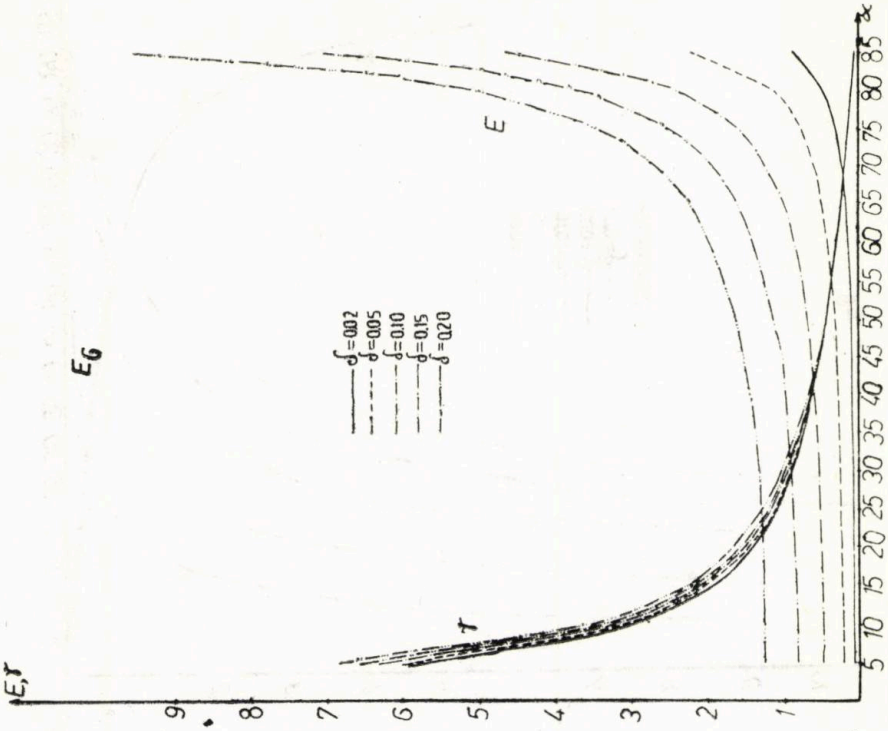

E,γ
E6
δ=0.02
δ=0.05
δ=0.10
δ=0.15
δ=0.20
E
γ
α

Fig. 8

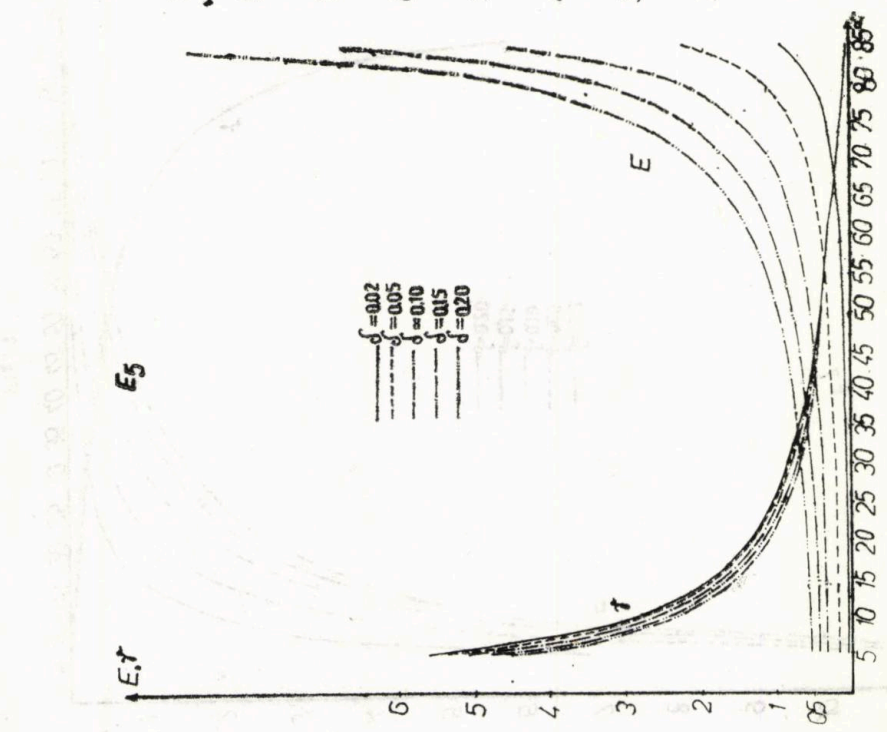

E,γ
E5
δ=0.02
δ=0.05
δ=0.10
δ=0.15
δ=0.20
E
γ

Fig. 7

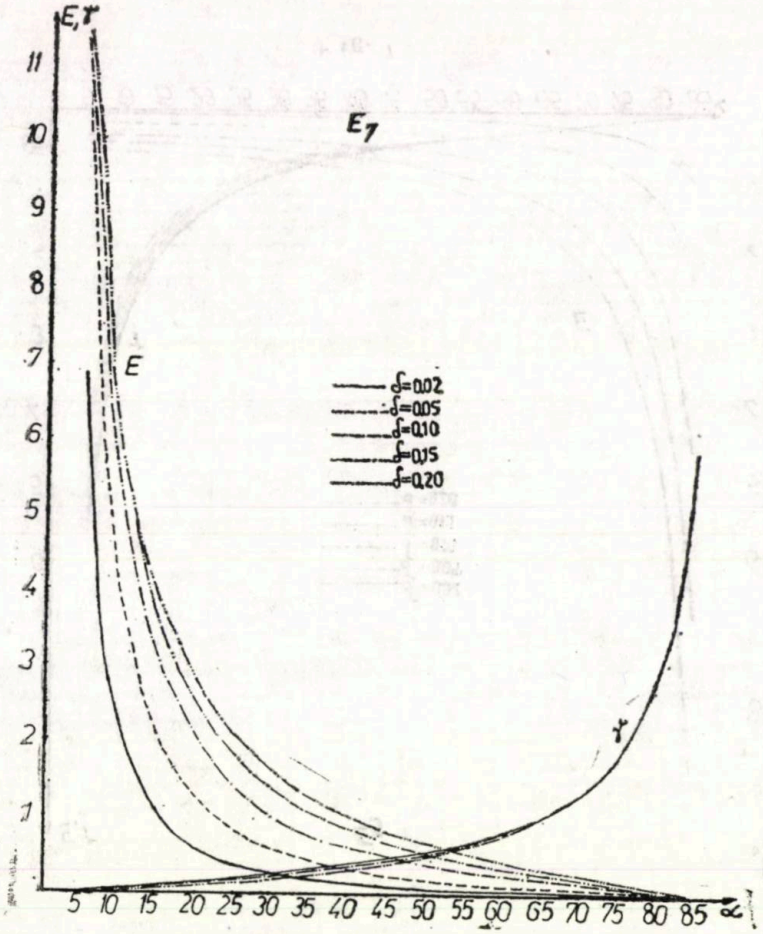

E,γ
E7
E
γ
δ=0.02
δ=0.05
δ=0.10
δ=0.15
δ=0.20
α

Fig. 9

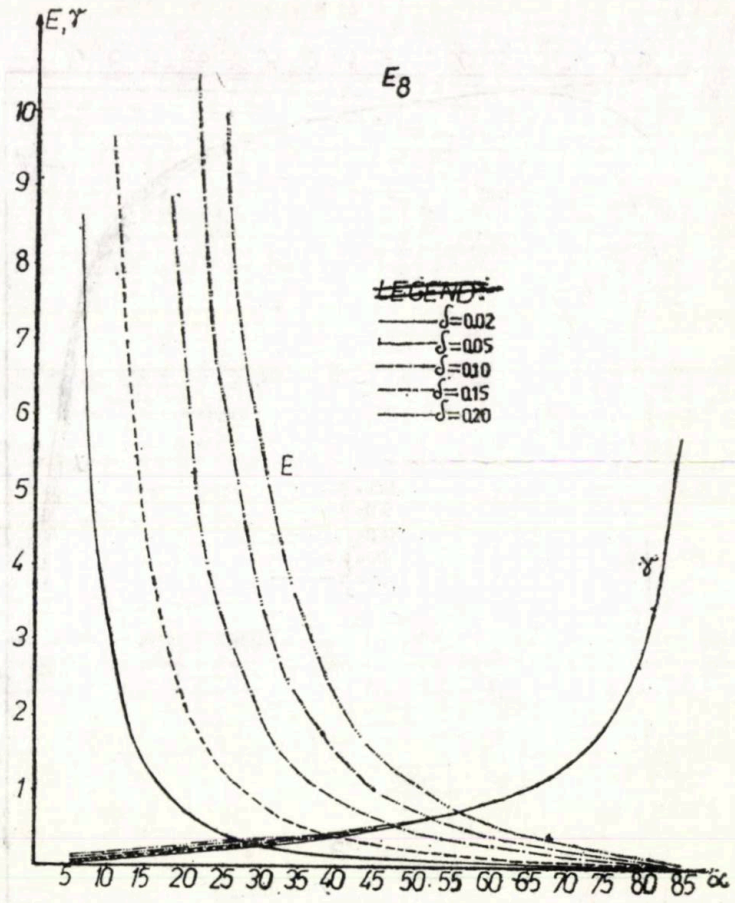

E,γ
E8
LEGEND:
δ=0.02
δ=0.05
δ=0.10
δ=0.15
δ=0.20
E
γ
α

Fig. 10

With these diagrams there can be dimensioned optimally the lamella moduli inserted in cylindrical and parallelipipedic tanks.

5. Conclusions

1. For the optimal design of lamella settlers inserted into cylindrical or parallelipipedic tanks it is adopted as criterion of optimization the minimization of the critical settling velocity (w_c) depending on the geometrical elements of installation and the entering velocity in the tank.

2. The lamella settler has the greater efficiency, the smaller angle of inclination is, and the smaller distance between the plates is more reduced.

3. For the lamella settlers inserted into cylindrical tanks and the studied cases $a=1.6\ R$ (Fig. 2 *a*).

4. For establishing geometrical elements and the maximum efficiency at different inclination of the lamella settler we may use diagrams from Fig. 3...10.

5. Because there must be achieved a gravitational moving off of the sluge from installation the inclination angle of the plates is of 50°...60°, fact that moves off the installation from the maximum efficiency.

Received, September 9, 1984

Polytechnic Institute, Jassy,
Department of Hydraulic Constructions and Installations
and
University „Al. I. Cuza", Jassy

REFERENCES

1. *** Degrémont, *Mémento technique de l'eau*. Paris, 1978.
2. Verhoff F.H., *Optimal Design of High Rate Sedimentation Devices*. J. of the Enviromental Eng. Div., **105**, *EE2* (1979).
3. Mateescu Th., *Contribuții asupra eficacității decantoarelor de tip tubular*. Hidrotehnica, **24**, *6* (1979).
4. Chambon M., *Épuration physico-chimique des eaux urbaines*. Techniques et sciences municipales, *4* (1978).
5. Trofin P., *Alimentări cu apă*. EDP, Buc., 1983.

STUDIU PRIVIND EFICIENȚA DECANTOARELOR LAMELARE

(Rezumat)

Decantoarele lamelare sînt instalații alcătuite din *n* plăci (tuburi), înclinate cu un unghi α față de orizontală, în care apa cu suspensii se limpezește printr-un proces de separare solid – lichid realizat pe cale gravitațională.

Pornind de la formele curent întîlnite în practică pentru decantoarele lamelare, atît ca instalație independentă cît și în combinație cu alte instalații de separare solid–lichid (decantoare pulsatoare cu lamele, superpulsatoare), se studiază înscrierea lor în recipienți cilindrici și paralelipipedici.

În fig. 3 ... 10, în funcție de înclinarea modulului lamelar, se stabilesc eficiența maximă și elementele geometrice corespunzătoare ale instalației pentru opt cazuri semnificative studiate.

BULETINUL INSTITUTULUI POLITEHNIC DIN IAŞI
Tomul XXX (XXXIV), Fasc. 1—4, 1984
Secția V
CONSTRUCȚII. ÎMBUNĂTĂȚIRI FUNCIARE

D.C. 627.4

THE GENERATING OF CHRONOLOGICAL VALUES WITH CONSTANT STEP (ONE YEAR), USING A KNOWN SEQUENCE OF HYDROLOGICAL DATA

BY

VALENTIN HOGEA and I. GIURMĂ

1. The Necessity of Generating with Chronological Data

One knows from statistics the fact that the producing of an event is described by means of a numerical value sequence associated to the variable, that characterizes the event and the probability of realizing such values.

For instance the water's leaking by the cross section of a water's stream with a certain yearly medium flow or the silting process of a reservoir lake with a certain medium yearly volume of sediments, constitutes an event characterized by the size of the silting medium yearly volume of sediments.

The probability of an event is considered from the classical point of view, e.g. as the ratio between the favourable number of results for producing the phenomena and the total number of possible results. But, in hydrology, we do not know the previous numbers, thus we cannot consider the previous definition of probability. Instead of this, we can count the favourable results from the set of all the produced results, till the considered moment, and make their ratio, obtaining the relative frequency of producing an event. We know the fact, that the sequence of frequencies approaches very much to the probability, when producing a sufficiently large number of results (values).

In the case of hydrological sequences of data, in the majority of situations, one knows a very little number of termes, because one disposes for a very few number of yearly observations.

Thus, when computing the probability of producing a hydrological event, appears the necessity of enlarging the data sequence. This refinement is also required in order to obtain more informations on the studied phenomena, which are suitable in designing and exploiting the hydrological works.

2. Statistical Formulas Used and Description of the Designed Program

In this paper we are concerned with the generation of chronological values with constant step (one year), which continues a basis known sequence of chronological data, obtained by chronological measurements.

We consider the studied hydrological phenomena in probabilistic terms, e.g. a random process.

The given sequence, the generated sequence and the total sequence obtained by concatenating the above sequences, must have the statistical features (the arithmetic mean, the variance, the mean square deviation, etc.), approximately equals.

The basis relation used in generating new chronological values derives from the M a r k o v' s chains theory [5] and it has the following form:

$$Z_{i+j}=\bar{Z}_i+\rho(Z_{i+j-1}-\bar{Z}_i)+\gamma_{i+j}\sigma_{Z_i}\sqrt{1-\rho^2},$$

where : $i=\overline{1, N}$; $j=\overline{1, M}$; $\bar{Z}_i$—the arithmetic mean ; ρ—the serial autocorrelation coefficient of order 1 ; σ_{Z_i} — the mean square deviation of the sequence ; γ_{i+j}—random variable of Pearson IIIrd type ; Z_{i+j-1}— the previous generated term in the sequence ; Z_{i+j}—the current generated term.

In what follows, we give description of the designed program.

2.1. Input Data

N — the number of given values Z_i, $(i=\overline{1, N})$.

M — the number of values to be generated by program (in fact, the program generates $M+1$ values).

Z — vector, which components are the given values Z_i, $(i=\overline{1, N})$, and which will contain the next generated values Z_j, $(j=\overline{N+1, N+M+1})$.

2.2. Output Data

$$Z_j,\ (j=\overline{N+1,\ N+M+1}).$$

2.3. Requested Subroutines

1. *PRIM* (N, A, J) where N signifies an integer number. A is a vector $A(N)$, and J is used as an index for the storage of generated prime numbers from the interval $[1, N]$. Into the program, we took in PRIM subroutine N=5 000 ; thus it will be generated 671 prime numbers (if we need a larger M, we took for instance $N=10\ 000$, and it will be generated automatically 1 231 prime numbers situated in the interval [1, 10 000]). We need such values (prime numbers), for entering in ALEATOR subroutine.

2. *ALEATOR* $(XO, F, S4)$, where XO is the starting value (a prime number issued from PRIM subroutine), F is a vector with 12 components which contains generated random numbers with an uniform repartition on [0,1], and $S4=\sum_{i=1}^{12} F(i)$.

Remarks. Taking into account that we ruled the program on an IRIS-50 computer, we did not used the subroutine for generating random numbers from [1] which is suitable for an IBM 360/40 computer, but we used an idea from [3] and we wrote our own subroutine. We didn't used the random numbers'table given in [4] because, from $M>100$, it should be necessary a file with random numbers and their summations and the time (C.P.U. time) it should be greater.

We observed a very short time in generating such values by the hole program (less than 1 second per generated number).

In Figs. 1...3 there are given the flow-charts of the main program and corresponding subroutines. We give the input and output data in the Appendix 1.

3. Final Remarks

1. The authors consider an utile fact the use of a computer for generating chronological values with constant step (one year), taking into account

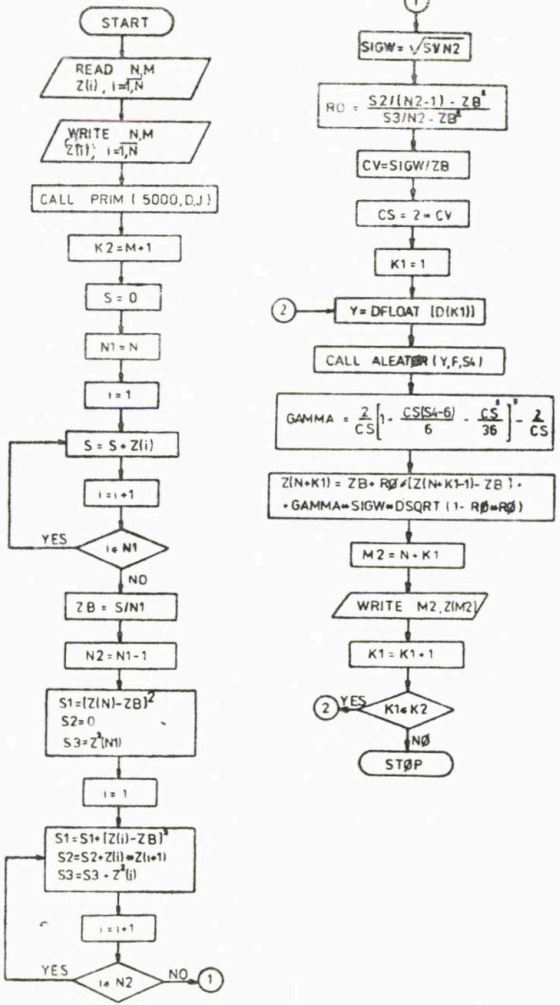


Fig. 1. — The Flow chart of the Program GENERATE.

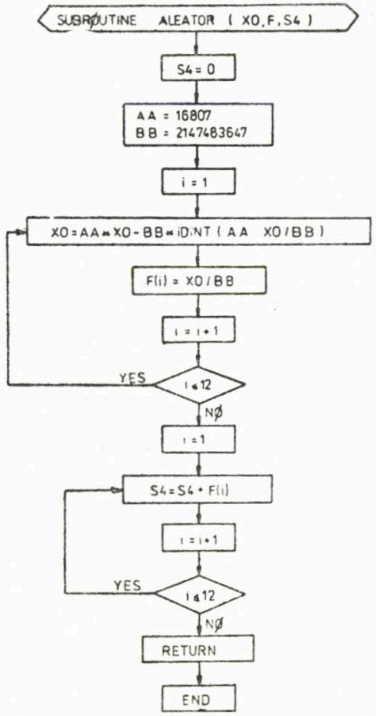


Fig. 2. — The Flow Chart of the ALEATØR Subroutine.

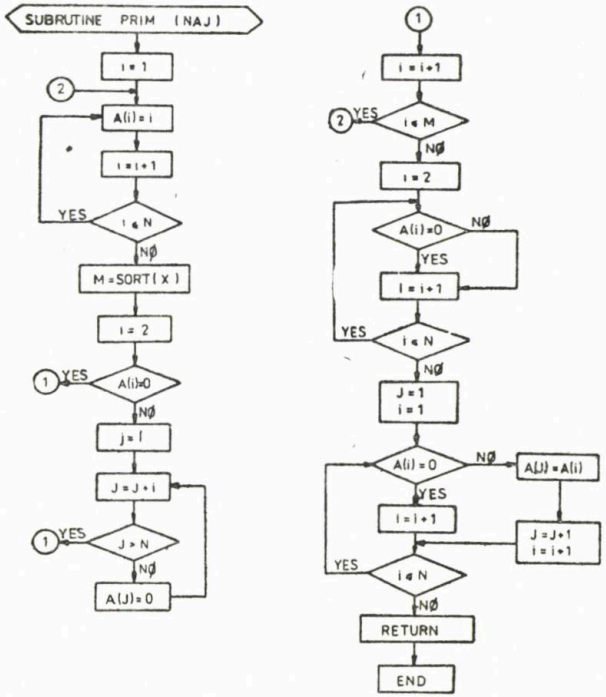


Fig. 3. — The Flow Chart of the PRIM Subroutine.

the accuracy of the output results from the computer, as well as, the losing of time and hardly calculus made by a man himself.

2. The designed program gives satisfactory precision results, because one observes that the differences which appear between the statistical parameter values of the sequence and the total sequence are coresponding as order of weight with the theoretical prescribed differences.

3. It is possible to that generating an increasing number of terms, the bellow differences tends to zero, fact that proves the precision of the implemented method.

Appendix 1

INPUT DATA
****
NUMBER ΘF GIVEN VALUES 11
NUMBER ΘF GENERATED VALUES 14
STARTING VALUES IN PROCESS
.8200000000000D+01
.8800000000000D+01
.9000000000000D+01
.8200000000000D+01
.5400000000000D+01
.5000000000000D+01
.8200000000000D+01
.7600000000000D+01
.6800000000000D+01
.1280000000000D+02
.1200000000000D+02

ΘUTPUT DATA
****
Z (12) = .8960893080469D+01
Z (13) = .6236449630796D+01
Z (14) = .3826989165563D+01
Z (15) = .5121170294272D+01
Z (16) = .7173278374445D+01
Z (17) = .5350731604508D+01
Z (18) = .1245044113707D+02
Z (19) = .1207327016748D+02
Z (20) = .1116482829828D+02
Z (21) = .7668669913954D+01
Z (22) = .5816069049766D+01
Z (23) = .4320161649916D+01
Z (24) = .5192755049116D+01
Z (25) = .1101781775990D+02
Z (26) = .7296600506147D+01
STΘP

Received, July 12, 1984

Polytechnic Institute, Jassy
Department of Hydraulics

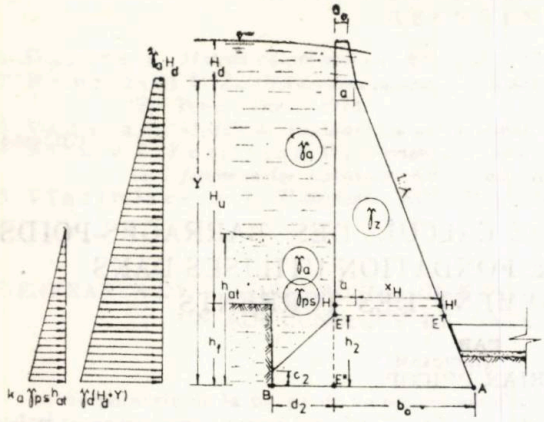


Fig. 2. – Schéma des charges et notations.

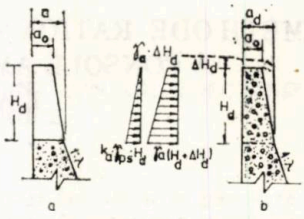


Fig. 3. – Schéma de calcul pour l'épaisseur du barrage à la crête : a) zone déversée; b) zone nondéversée.

mais dans la zone nondéversée (Fig. 3), sans considérer toutefois des valeurs inférieures à celles données ci-dessus. En considérant les charges indiquées dans la Fig. 3, la condition que le taux de tension en F soit égal au taux admissible, R, pour $a_0=0$ conduit à

$$(1) \qquad a_d = \frac{H_d}{\sqrt{\dfrac{\gamma_z}{\gamma_{ed}} - \dfrac{R}{\gamma_{ed} H_d}}}, \quad [\mathrm{m}],$$

où : γ_z est la densité apparente du matériel dont le barrage est construit, [tf/m³] ; $\gamma_{ed}=\gamma_a+3\gamma_a\Delta H_d/H_d+k_a\gamma_{ps}$, avec γ_a — la densité de l'eau, [tf/m³] ; ΔH_d — une surcharge exceptionnelle due au débit „de verification" d'après nos normes ; k_a — le coefficient de poussée des alluvions immergées et saturées d'eau et γ_{ps} — la densité apparente des alluvions „déjaugées" selon le principe d'Archimède. Le taux de tension admissible, R, sera pris dans les équations avec le signe minus pour l'état de tension.

L'épaisseur du corp du barrage, $b_H=a+x_H$, au niveau du terrain $H-H'_H$, peut être déterminée à partir de la condition que le taux de tension en H du à la compression excentrique de la surface $H-H'_H$ soit égal au taux admissible de tension, R. Il en résulte l'équation en x_H :

$$(2) \qquad (R'-1)x_H^2+a(2R'-3)x_H+a^2(R'-1)+\frac{\gamma_{eH}H_u^2}{\gamma z}=0,$$

où :

$$R'=\frac{R}{\gamma_z H_u}\ ;\ \gamma_{eH}=\gamma_a+3\gamma_a\frac{H_d}{H_u}+k_a\gamma_{ps}.$$

Le fruit du parement aval est $\lambda=x_H/H_u$ et l'épaisseur du barrage au niveau de fondation, $b_0=\lambda Y+a$.

À ce moment il est possible de calculer le poids du corp du barrage sans la console de fondation amont, Fv, et le moment de stabilité donné par Fv par rapport avec le point A, Ms.

La longueur de la console amont, d_2, peut être calculée à partir des contraintes de stabilité au renversement et de capacité portante de la terre de fondation. En admettant que la densité apparente de la console amont est égale à $\gamma_{ps}+\gamma_a$ (les différences sont négligeables), les deux contraintes conduisent à :

$$d_{2k_r}^2+2b_0d_{2k_r}-2\frac{k_r^n\sum Mr-Ms}{Y\gamma_{ea}}=0, \tag{3}$$

$$\left(2Y\gamma_{ea}-\frac{3}{2}\sigma_{ac}\right)d_{2\sigma_A}^2+(4Fv-3b_0\sigma_{ac})d_{2\sigma_A}+\frac{2Fv^2-3\sigma_{ac}(Ms-\Sigma Mr)}{Y\gamma_{ea}}=0, \tag{4}$$

où : d_{2k_r} est la longueur de la console qui donne un coefficient minimum de stabilité au renversement imposé, k_r^n ; $d_{2\sigma_A}$ — la longueur de la console pour laquelle on a le taux maximum de compression transmis au terrain de fondation σ_A égal à la capacité portante σ_{ac} ; $\Sigma Mr=\frac{1}{6}\gamma_e Y^3$ — la somme des moments de renversement ; $\gamma_e=\gamma_a+3\gamma_aH_d/Y+k_a\gamma_{ps}$ pour $h_{at}=Y$; $\gamma_{ea}=\gamma_a+\gamma_aH_d/Y+\gamma_{ps}$ pour $h_{at}=Y$.

La longueur d_2 de la console sera $d_2=\max\{d_{2k_r}\,;\,d_{2\sigma_A}\}$.

L'épaisseur h_2 de la console amont peut être calculée en mettant la condition que le taux de tension en E, normal à la surface EE'', $\sigma_{EE''}$, soit égal au taux admissible, R. On considère que la densité apparente de la console est égale à $\gamma_a+\gamma_{ps}$ et en négligeant l'effet favorable des pressions sur la hauteur h_2 on obtient :

$$h_2=d_2\sqrt{\frac{-3Y}{R}\gamma_{ea}},\ [\mathrm{m}]. \tag{5}$$

Si la hauteur h_2 résulte inférieure à h_f on prend $h_2=h_f$, vu que le corp du barrage a été dimensionné au niveau $H-H'$.

Dès la fin de l'exécution du barrage, la console amont doit être chargée par un prisme en terre afin d'augmenter la stabilité au renversement durant la temps qu'il n'est sollicité que par l'eau des crues torrentielles, l'envasement se produisant lors des ces crues. D'habitude il suffit de mettre la terre résultée lors de l'exécution de la fondation au dessus de la console sur une hauteur h_f, au dessus du niveau de terrain $H-H'$. Alors la vérification des valeurs k_r et σ_A sera effectuée dans cette situation en considérant $h_{at}=2h_f$. Pour $h_{at}\neq Y$,

$$\gamma_{ea}=\gamma_a+\frac{H_d}{Y}\gamma_a+\gamma_{ps}\left(\frac{h_{at}}{Y}\right)\ \text{et}\ \gamma_e=\gamma_a+3\gamma_a\frac{H_d}{Y}+\left(\frac{h_{at}}{Y}\right)^3k_a\gamma_{ps}$$

et les relations pour les deux dernières verifications sont :

$$k_r=\frac{Ms_{\text{prisme}}+Ms}{Mr}\ \text{et}\ \sigma_A=\frac{2(Fv_{\text{prisme}}+Fv)^2}{3(Ms_{\text{prisme}}+Ms-\sum Mr)}, \tag{6}$$

où $Ms_{\text{prisme}} = bd_2\gamma_{ea}Y$; $\Sigma Mr = \frac{1}{6}\gamma_e Y^3$, avec $b = b_0 + 0{,}5d_2$.

3. Comparaison des résultats donnés par la méthode rationnelle à ceux donnés par la méthode d'optimisation par programmation nonlinéaire

Les meilleurs résultats en ce qui concerne le dimensionnement des barrages à console amont utilisés dans l'aménagement des torrents sont donnés par la méthode d'optimisation à l'aide de la programmation nonlinéaire [2] et nous allons comparer les résultats donnés par la méthode rationnelle à ceux obtenus par cette méthode d'optimisation. Pour $a = 0{,}4$ m ; $H_d = 1$ m ; $R = -35$ tf/m² ; $\gamma_\varepsilon = 2{,}2$ tf/m³ (barrage en béton simple) ; $k_a = 0{,}3896$; $\gamma_{ps} = 1{,}155$ tf/m³ ; $k_r^n = 1{,}15$ et $\sigma_{ac} = 50$ tf/m² on obtient par les deux méthodes les dimensions présentées dans le Tableau 1. On observe

Tableau 1

Dimensions des barrages calculés par les deux méthodes

Y	H_u	h_f	Méthode rationnelle				Méthode d'optimisation par programmation nonlinéaire				ΔS_t
m	m	m	b_0 m	d_2 m	h_2 m	S_t m²	b_0 m	d_2 m	h_2 m	S_t m²	m²
4	2,80	1,2	1,46	1,05	1,20	4,56	1,57	0,96	0,83	4,52	0,04 (0,8%)
6	3,75	1,25	2,65	1,17	1,27	10,12	2,67	1,15	1,17	10,10	0,02 (0,1%)
8	6,50	1,50	3,86	1,34	1,67	18,43	3,86	1,34	1,53	18,32	0,11 (1%)

que la différence des sections transversales calculées par la méthode rationnelle et par la méthode d'optimisation ne dépasse pas 1%, ce qui est explicable par le fait que les deux méthodes conduisent aux valeurs limite des paramètres de résistance et de stabilité de l'ouvrage.

Reçue le 13 février 1984

Institut Polytechnique, Jassy,
Chaire de Conservation du sol, Pédologie et Topographie

BIBLIOGRAPHIE

1. Munteanu S., *Contribuții la optimizarea profilului barajelor de greutate folosite în corectarea torenților din România.* Thèse de doctorat, Inst. Polyt., Brașov, 1970.
2. Pricop A., *Optimisation par programmation [illegible]inéaire du calcul de la section transversale des barrages à fondation évasée utilis[illegible]ans l'aménagement des torrents.* Bul. Inst. polit., Iași, **XXVII (XXXI)**, *1–4*, s. [illegible] (1981).

METODĂ RAȚIONALĂ DE CALCUL A BARAJELOR DE GREUTATE CU CONSOLĂ AMONTE DE FUNDAȚIE FOLOSITE ÎN AMENAJAREA TORENȚILOR

(Rezumat)

Se prezintă o metodă de dimensionare a barajelor cu fundație evazată cu o singură consolă de fundație, spre amonte, bazată pe ecuații simple de dimensionare deduse din transformarea condițiilor de rezistență și stabilitate a lucrării cu valori luate la limită.

Au fost făcute cîteva simplificări în scopul obținerii unui mijloc de calcul cît mai simplu fără a afecta siguranța lucrării.

Rezultatele obținute prin aplicarea acestei metode sînt foarte apropiate de cele mai mici dimensiuni posibile, așa cum rezultă și din comparația cu rezultatele obținute prin metoda de optimizare bazată pe programare neliniară, față de care secțiunea transversală nu crește cu mai mult de 1%.

BULETINUL INSTITUTULUI POLITEHNIC DIN IAŞI
Tomul XXX (XXXIV), Fasc. 1—4, 1984
Secţia V
CONSTRUCŢII. ÎMBUNĂTĂŢIRI FUNCIARE

D.C. 627.1

THE PROGNOSIS OF THE SILTING IN SOME RESERVOIR LAKES

BY

I. GIURMĂ and VALENTIN HOGEA

1. Introduction

One of the most important aspects which can be taken into account when it designes and it operates the reservoir lakes, is the silting process.

The major difficults created by this process are the affecting of the accumulations' utilizations by losing the useful and attenuation capacity, by his effect on the water's quality, as long as by the blockation of the plugs and evacuations, by over raising of levels in the lakes'tailend zona, by deformations of the riverbeds forward the lake etc.

2. The Rhythm of the Silting Process

The rhythm of the silting process in the accumulation reservoirs (lakes) depends on their volume, the volume and distribution of liquid and solide yearly drainings in the reservoir receivers, the placement and the kind of operations and the maintenance of the lakes, the physical-mechanical treats of the alluvia, the regime of agrosilvic exploitation of the grounds situated in the lakes' reservoir receivers, the retaining capacity in the lakes, etc,

In practice, the rhythm of the silting process of an accumulation lake is given by the accumulation coefficient defined as a ratio between the volume of the accumulation and the volume of medium yearly liquid drainings in the controlled receiver reservoir, coefficient which is associated with a treat of the receiver reservoir of the lake, named the specific alluvia transport ratio ; sometimes one uses the ratio between the volume of the accumulation and the solide yearly medium draining.

3. The Proposed Method

In order to have a complete image on the rhythm of the silting process, we propose a new method of study and analysis, used at the following lakes belonging to the „Bahlui River Regulation in the Iaşi Zone" : Podu-Iloaiei, Cucuteni, Ciurbeşti and Ezăreni.

We started from the mathematical model of the evolution in time of the silting process at these lakes, using the $f(t)$ functions developped in F o u r i e r series, established for every lake, taking into account the results of measurements and observations concerning with the silting process, from the beginning (1963—1964), to the 1979 year [1].

The $f(t)$ functions are very useful in determining the alluvia' volumes which continues the silting process in the studied lakes, beginning with the 1980 year (thus $t>16$). Taking into account the useful and attenuation capacities which were designed ($W_{\text{Podul Iloaiei}}=25.25$ millions m^3, $W_{\text{Cucuteni}}=10.63$ millions m^3, $W_{\text{Ciurbeşti}}=7.60$ millions m^3 and $W_{\text{Ezăreni}}=2.72$ millions m^3), we wanted to establish the silting process' prognosis of these volumes, by using the functions mentioned bellow.

We designed a program on a IRIS-50 computer (belonging to the Computer Center of the Polytechnic Institute, Jassy) written in FORTRAN IV language ; we named the program COLMAT 1, which diagram-flow is given in Fig. 1.

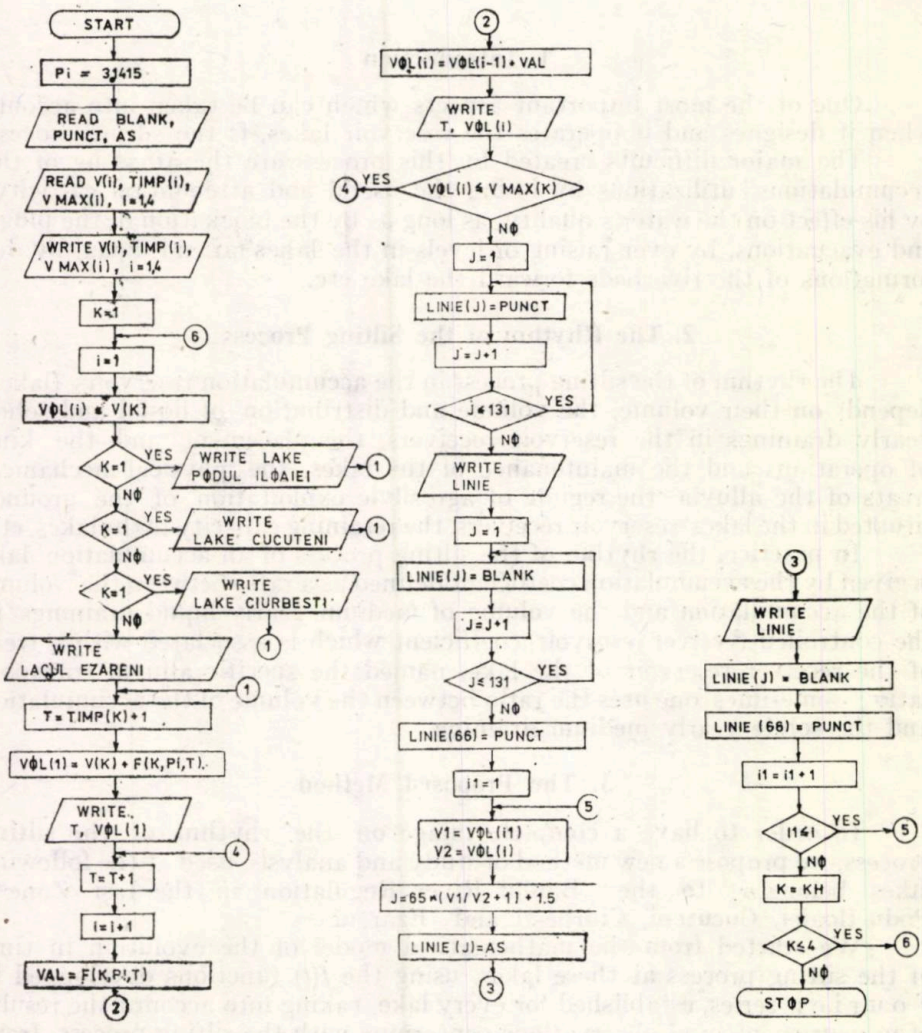


Fig. 1. — The diagram-flow of the program COLMAT 1.

4. The Description of the Program

Input data : V — vector of 4 dimensions, which contains the values of volumes, [m³], for the year 1979 and for every lake taken in account ; TIMP — vector of 4 dimensions, which components are the periods of time, from which the calculus begins, for every lake ; VMAX — vector of 4 dimensions, which contains the values $V_{utile} + V_{attenuation}$ for every lake ; BLANK — work variable necessary in printing the graphic (time-total volume), which has the initial value „free space" (blank) ; PUNCT — work variable necessary in graphics, which has the initial value „." (point) ; it is necessary for tracing the coordinates axis ; AS — work variable, which

CUCUTENI LAKE

T= 16. V=.14154080000000E+07
T= 17. V=.18274080000000E+07
T= 18. V=.22311760000000E+07
T= 19. V=.26063440000000E+07
T= 20. V=.33528930000000E+07
T= 21. V=.37488870000000E+07
T= 22. V=.42101700000000E+07
T= 23. V=.45643390000000E+07
T= 24. V=.52828950000000E+07
T= 25. V=.56527450000000E+07
T= 26. V=.60617630000000E+07
T= 27. V=.65004550000000E+07
T= 28. V=.72380760000000E+07
T= 29. V=.76136450000000E+07
T= 30. V=.80156320000000E+07
T= 31. V=.84328640000000E+07
T= 32. V=.91086150000000E+07
T= 33. V=.94779630000000E+07
T= 34. V=.99963880000000E+07
T= 35. V=.10354974000000E+08
T= 36. V=.11078959000000E+08

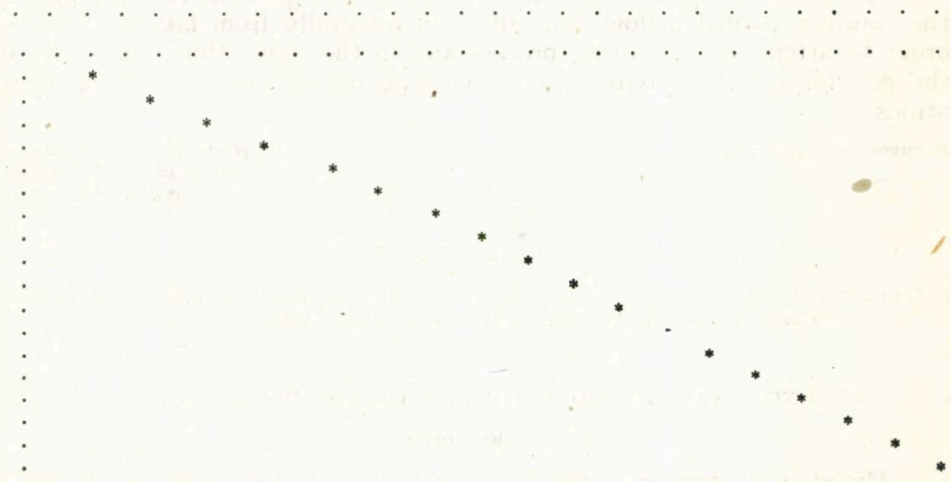


Fig. 2. — The prognosis of silting volumes in Cucuteni lake (discrete values on years and the graphic representation).

has the initial value „*" (asterisc), for the significant points of the graphic; LINIE — work vector of 131 dimensions, which retains and prints every line of the graphic. $V\varnothing L$ — work-vector of maximum length 500, which retains the succesive values of total volumes, used for every of the four graphics.

Output data : T — work variable which contains the current value of the time (measured in integer years) ; $V\varnothing L(K)$ — component of $V\varnothing L$-vector, which contains the aditioned value of the total volume, corresponding for every lake.

Used subroutines : the $f(t)$ functions, corresponding to every lake, are described into a FØRTRAN procedure FUNCTIØN, of the form $F(K, PI, T)$, where $K=1, 2, 3, 4$ means the choice of the ones of the four functions f, $PI=3.1415$ (the π number) and T the current value of time.

R e m a r k s. The program needs a memory of 24 KO and it required 26 seconds (CPU-time).

After running the program, we obtained the listing which contained the silting volumes'prognosis (aditioned taking into account the accumulated period), in the four previous lakes, as long as the utile and attenuation capacities are obtained, as well as the graphic of the reducing capacities in time.

We give in Fig. 2, the numeric results (T — time, V — volume) and the discrete (pointless) graphic for the Cucuteni lake.

4. Conclusions

1. If the present situation of the silting process is maintained to the future, it results that after 9 years (for Ezăreni lake), and after 21 years (for Ciurbești, Cucuteni and Podu-Iloaiei lakes), theirs utile and attenuation capacities will be affected totaly by the silting process and thus they cannot serve to the initial destination.

2. As an emergency rule, it imposes serious preventive workings in the complex named bellow, partially and integrally from lake to lake, in order to attenuate the silting process and in the same time, the study of the possibilities of applying „cure" workings as well as non-silting operations.

Received, May 31 1984

Polytechnic Institute, Jassy,
Department of Hydraulics
and Land Reclamation

REFERENCES

1. G i u r m a I., *Studiul procesului de colmatare în lacuri de acumulare aparținînd de bazinu rîului Bahlui.* Ph. D. Diss., Polyt. Inst., Jassy, 1980.

PROGNOZA COLMATĂRII ÎN UNELE LACURI DE ACUMULARE

(Rezumat)

Plecînd de la formularea matematică a evoluției în timp a procesului de colmatare a unor lacuri din bazinul hidrografic al rîului Bahlui, se prezintă un program de calcul pentru stabilirea prognozei volumelor de aluviuni ce urmează să se colmateze în lacurile studiate.

BULETINUL INSTITUTULUI POLITEHNIC DIN IAŞI
Tomul XXX (XXXIV), Fasc. 1—4, 1984
Secţia V
CONSTRUCŢII. ÎMBUNĂTĂŢIRI FUNCIARE

C.D. 627.4

CONTRIBUTIONS À LA DÉTERMINATION DES PARAMÈTRES HYDROLOGIQUES AUX ÉCOULEMENTS SUPERFICIELS SUR LES VERSANTS EN RÉGIME AMÉNAGÉ

ÉTUDES D'UN PÉRIMÈTRE EXPÉRIMENTAL

PAR

I. COJOCARU et FLORIAN STĂTESCU

1. Introduction

Dans le bassin hydrographique Dîmbovița, sur le versant droit du sous-bassin de Valea Largă, a été organisé le premier périmètre expérimental pour l'étude de la formation et de la direction de l'écoulement souterrain par les drainages horizontaux de type systématique, avec le rôle principal de consolider le versant glissant.

En vue d'obtenir des résultats réels avec des approximations acceptables concernant la formation des écoulements de surface sur des versants aménagés avec des travaux de drainage, dans le cadre du périmètre expérimental a été calculée et exécutée une platforme hydrologique dont les caractéristiques et les premiers résultats sont présentés dans ce qui suit.

2. La base expérimentale de l'étude

Pour le choix du lieu de l'emplacement de la platforme hydrologique on a tenu compte que la pente du versant soit autant que possible uniforme, mais, en même temps les caractéristiques du sol et la végétation soient identiques avec celles qui se rencontrent sur la surface du versant.

La platforme hydrologique (Fig. 1) a été montée et exécutée selon une direction perpendiculaire aux directions des drains et a une surface de 100 m^2, avec une longueur de 20 m, orientée selon la direction de la pente du versant, et une largeur de 5 m.

L'isolation des parcelles a été realisée par l'intermédiaire des murs de beton simple B200, encastrées dans le sol, dans une profondeur de 0,25 m, leur hauteur de la surface du terrain étant de 0,15 m. La canal de collection des écoulements liquides de la parcelle d'écoulement a une pente de fond de 0,2‰ vers l'entrée de la conducte de collection—évacuation. Celle-ci conduit l'eau à l'intérieur d'une cabine de mesure et d'enregistrement exécutée en béton armé avec le radier à la côte de 2,10 m et la plaque de toiture à la côte de +0,50 m. Pour la collection de l'eau de la platforme hydrologique ont été executés deux réservoirs métalliques liés entre eux, avec une capacité totale de 1 m^3.

L'évacuation de l'eau des deux réservoirs est réalisée par des siphons dans une cavité protégée avec une grille et d'ici par l'intermédiaire d'une conducte en dehors du périmètre expérimental.

En vue du tracement, pour chaque pluie, de l'hydrographe d'écoulement, dans un des réservoirs a été installé un limnigraphe ayant une précision correspondante.

Le débit solide écoulé se détermine par le prélèvement des échantillons d'eau des deux réservoirs, filtrage et pesée.

La caractéristique des precipitations se détermine à l'aide d'un pluviographe installé dans la platforme météorologique du champ expérimental.

L'étude de la formation des écoulements en régime non aménagé a été effectuée à l'aide d'un installation mobile de pluie artificielle avec une surface circulaire effectivement arrosée, de 0,50 m^2.

L'installation permet la production de la pluie avec des intensités variables et peut être utilisée pour chaque pente du terrain.

L'intensité de la pluie peut être contrôlée au cours de l'expérimentation, mais la couche de la pluie est mesurée avec precision.

La variation de l'écoulement des alluvions a été determinée par l'analyse de la turbidité des échantillons prélevés de l'écoulement.

3. Les résultats expérimentaux et leur analyse

Le recherches effectuées dans la platforme hydrologique ont eu comme but la détermination des écoulements superficiels produits par les précipitations.

Le coefficient de l'écoulement est défini par le rapport :

$$\sigma = \frac{V_s}{V_p} < 1{,}0, \tag{1}$$

où : V_s est le volume d'eau écoulé dans le profil de contrôle, V_p — le volume d'eau fourni par les précipitations.

Le numérateur de l'équation (1) représente l'écoulement directe plus l'écoulement intermédiaire, obtenus de l'intégration de l'hydrographe de débit $Q(t)$ généré par la précipitation considérée.

Pour chaque intervalle de temps de la précipitation (Δt) et pour une valeur qui lui correspond existera un coefficient d'écoulement partiel dont la moyenne proposée s'obtient avec la relation (1) où V_p est la précipitation intégrale.

Les expérimentations effectuées sur la platforme hydrologique en 1982 et 1983 ont permis à mesurer et à enregistrer le volume d'eau provenue des précipitations tombées sur la platforme de même que le volume des écoulements génères des précipitations prises en considération.

Les résultats obtenus considérant le volume des précipitations, le volume d'écoulement et le coefficient d'écoulement sont présentés dans les tableaux 1 et 2.

Les valeurs du coefficient d'écoulement obtenus par l'Institut de Météorologie et Hydrologie de Bucarest à l'aide de l'installation de pluie artificielle, pour un terrain recouvert de pâturage, une pente de 12% et

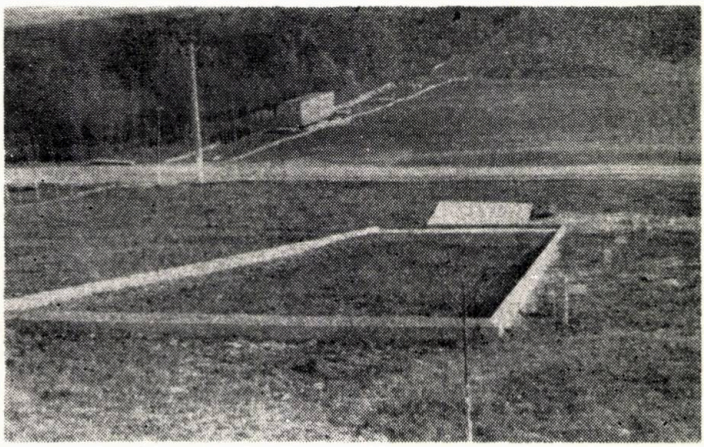


Fig. 1.—Platforme hydrologique pour la mesure de l'ecoulement superficiel sur les versants glissants, en régime drénant.

Tableau 1

Résultats expérimentaux obtenus dans la platforme hydrologique en 1982

Nr.	Date	Hauteur des precipitations h_p, [mm]	Volume des precipitations sur la platforme, V_p, [l]	Volume écoulé sur la platforme V_e, [l]	Coefficient d'écoulement σ	Coefficient d'écoulement moyen mensuel
1.	8.07.1982	10,2	1 020	10	0,0098	
2.	13.07.1982	20,2	2 020	20	0,0099	
3.	14.07.1982	19,2	1 920	25	0,013	
4.	19.07.1982	22,0	2 200	440	0,20	0,0621
5.	26.07.1982	14,1	1 410	20	0,014	
6.	27.07.1982	49,5	4 950	800	0,160	
7.	12.07.1982	7,1	710	20	0,028	
8.	5.08.1982	3,9	390	10	0,025	
9.	6.08.1982	10,0	1 000	28	0,028	
10.	7.08.1982	7,1	710	45	0,063	
11.	12.08.1982	16,3	1 630	170	0,104	
12.	13.08.1982	7,6	760	40	0,052	
13.	18.08.1982	8,6	860	15	0,017	0,092
14.	21.08.1982	13,4	1 340	50	0,037	
15.	23.08.1982	58,9	5 890	800	0,0135	
16.	25.08.1982	4,1	410	100	0,243	
17.	26.08.1982	10,9	1 090	195	0,178	
18.	31.08.1982	26,9	2 690	350	0,130	
19.	3.09.1982	8,8	880	150	0,170	0,09
20.	27.09.1982	9,9	990	10	0,010	
21.	17.11.1982	9,8	980	20	0,020	0,021
22.	18.11.1982	11,5	1 150	25	0,022	
23.	20.12.1982	15,0	1 500	150	0,060	0,129
24.	25.12.1982	10,0	1 000	200	0,200	
25.	27.12.1982	7,9	790	100	0,126	

une intensité variable des pluies artificielles similaires sont présentées dans le tableau 3.

En analysant les résultats obtenus sur la platforme hydrologique (σ=0,0098...0,20 en 1982 et σ=0,0022...0,34 en 1983) on constate que les valeurs du coefficient d'écoulement varient dans un domaine assez large.

Chaque changement de la valeur des précipitations et de l'état de capacité d'infiltration entraîne aussi le changement des caractéristiques de l'écoulement.

Les pluies fréquentes et de grande hauteur déterminent une importante augmentation de la valeur du coefficient d'écoulement (par exemple 25.08. 1982; 17.06.1983). À part ces observations, l'intensité de la pluie conditionne la valeur de l'écoulement superficiel (par exemple à 17.06.1983, h_p=8,9 mm, i_p=0,6 mm/min., σ=0,259 ; à 22.06.1983, h_p=7,5 mm, i_p=0,09 mm/min., σ=0,033).

Tableau 2

Résultats expérimentaux obtenus dans la platforme hydrologique an 198?

Nr.	Date	Hauteur des precipitations h_p, [mm]	Volume des précipitations sur la platforme, V_p, [l]	Volume écoulé sur la platforme V_e, [l]	Coefficient de d'écoulement σ	Coefficient d'écoulement moyen mensuel
1.	1.02.1983	3,1	310	50	0,161	
2.	2.02.1983	4,5	450	20	0,044	0,089
3.	12.02.1983	11,0	1 100	70	0,064	
4.	4.04.1983	4,5	450	15	0,033	
5.	5.04.1983	2,6	260	10	0,038	0,054
6.	18.04.1983	1,1	110	10	0,090	
7.	1.06.1983	6,4	640	36	0,056	
8.	8.06.1983	4,2	420	37	0,088	
9.	13.06.1983	26,4	2 640	150	0,057	
10.	14.06.1983	2,2	220	75	0,340	
11.	15.06.1983	23,1	2 310	5	0,0022	
12.	16.06.1983	19,6	1 960	150	0,0765	0,099
13.	17.06.1983	30,8	3 080	800	0,259	
14.	18.06.1983	17,5	1 750	190	0,1086	
15.	21.06.1983	5,4	540	8	0,0148	
16.	22.06.1983	7,5	750	25	0,033	
17.	23.06.1983	11,0	1 100	250	0,0225	
18.	29.06.1983	7,0	700	22	0,0314	
19.	30.06.1983	18,2	1 820	360	0,1978	

Quoique dans ces deux années ont été enregistrées des valeurs très différentes des hauteurs totales des précipitations (en 1982, $H=880$ mm, en 1983, $H = 505$ mm) la différence en ce qui concerne la valeur de l'écoulement moyen mensuel est insignifiante (v. tableaux 1 et 2) ce qui met en évidence rôle le important de régularisation présenté par le service hydrotechnique pour le drainage.

Tableau 3

Résultats obtenus à l'aide de l'installation de la pluie artificielle

Nr.	Emplacement	Pente i_t, [%]	L'intensité de la pluie i_p, [mm/min.]	Volume des précipitations V_p, [cm³]	Volume de l'écoulement V_e, [cm³]	Coefficient d'écoulement σ
1.	Pâturage	12	1,0	39 000	18 700	0,48
2.	Pâturage	12	1,5	45 000	23 800	0,53
3.	Pâturage	12	2,0	54 000	31 400	0,58
4.	Pâturage	12	2,5	66 000	43 700	0,66

L'installation de pluie artificielle ne réussit pas à tenir compte de la totalité des facteurs qui contribuent à la formation des écoulements superficiels. Toutefois, l'ordre de grandeur des valeurs du coefficient d'écoulement obtenues par l'Institut de Météorologie et Hydrologie s'approchent de celles de la littérature de spécialité (par exemple pour un terain argileux, recouvert de pâturage et avec une pente de 10...30% [3] on donne une valeur du coefficient d'écoulement en regime non amenagé $\sigma=0,60$) ; donc les valeurs obtenues avec l'installation décrite ci-dessus sont inférieures avec 0...20% en fonction de l'intensité des pluies similaires.

En régime drainé les écoulements superficiels sont beaucoup plus petits et même les valeurs maxima qui en résultent différent par rapport à celles obtenues en régime non amenagé dans une mesure assez importante (par exemple la plus grande valeur du coefficient d'écoulement, $\sigma=0,34$, en régime drainé est inférieure avec 45% par rapport à celle en régime non amenagé, tout comme l'indique la littérature de spécialité).

4. Conclusions

Les recherches expérimentales continueront dans la platforme hydrologique pour obtenir des informations statistique basées sur les résultats obtenus dans ces deux années d'étude.

Toutefois, à la base des analyses et des interprétations des données expérimentales préliminaires ont peut conclure que en régime drainé les écoulements superficiels sont beaucoup plus inférieurs que ceux en régime non aménagé. Les données de la littérature de spécialité concernant les valeurs du coefficient de l'écoulement sur les terrains en pente se réfèrent au régime non amenagé.

Au cas des régimes aménagés il faut considérer les valeurs du coefficient d'écoulement σ inférieures avec 45...60% à celles indiquées dans la littérature.

Reçue le 29 mars 1984

Institut Polytechnique, Jassy,
Chaire de Hydraulique et
Hydroaméliorations

BIBLIOGRAPHIE

1. Blidaru V., Cojocaru I., Armăşelu M., Leibu H., *Influenţa drenajului asupra scurgerii subterane în terenuri cu potenţial de alunecare.* Hidrotehnica, *1* (1981).
2. Vladimirescu I., *Hidrologie.* EDP, Buc., 1979.
3. * * * *Instrucţiuni tehnice pentru proiectarea sistemelor de desecare.* PD 2'72", MAIA, Red. Rev. Agr., Buc., 1972.

CONTRIBUŢII LA DETERMINAREA PARAMETRILOR HIDROLOGICI AI SCURGERILOR SUPERFICIALE PE VERSANŢII ALUNECĂTORI ÎN REGIM AMENAJAT

Studii într-un perimetru experimental

(Rezumat)

Se prezintă rezultatele experimentale obţinute pe platforma hidrologică de măsurare a scurgerilor superficiale pe versantul alunecător din bazinul hidrologic Dîmboviţa, subbazin Valea Largă, în regim drenat.

Valorile coeficientului de scurgere, obţinute pe cale experimentală, sînt comparate cu rezultatele obţinute de Institutul de Meteorologie şi Hidrologie, Bucureşti şi cu cele indicate de literatura de specialitate pentru regim neamenajat.

Pe baza prelucrării şi interpretării datelor experimentale obţinute se poate trage concluzia că în caz de amenajare trebuie considerate valori ale coeficientului de scurgere mai mici cu 45 ... 60%, decît cele indicate în literatura de specialitate.

BULETINUL INSTITUTULUI POLITEHNIC DIN IAŞI
Tomul XXX (XXXIV), Fasc. 1—4, 1984
Secţia V
CONSTRUCŢII. ÎMBUNĂTĂŢIRI FUNCIARE

D.K. 621.311

ÖKONOMISCHE ASPEKTE BEZÜGLICH DER VERWERTUNG NICHTKONVENZIONELLER ENERGIEQUELLEN

VON

AURORA DIMA und M. DIMA

1. Vorwort

Die Thematik dieser Arbeit umfaßt die Forschungen eines interdisziplinaren Kollektivs, in Bezug auf die Identifizierung neuer Energiequellen und ihre Einschliessung in das nationale Energiesystem.

In diesem Kontext haben die Verfasser ihre Aktivität dem Studium der Möglichkeit der Verwertung der organischen Abfälle von petrochemischen Kombinaten gewidmet, Problem, daß auf nationaler Ebene noch nicht studiert wurde.

Aus den Produktionsprozessen einer petrochemischen Industrie werden technologische Residualabwässer evakuiert, die mit Erdölerzeugnissen in trennlicher oder emulsionierter Form beladen sind. Diese Abwässer werden einem Reinigungsprozeß unterzogen, aus dem bedeutende Quantitäten von Ablagerungen in Form von Schlämmen hervorgehen.

Eines der schwersten Probleme im Zusammenhang mit der Reinigung der Abwässer aus der petrochemischen Industrie besteht in der Neutralisierung oder Verwertung der Schlämme, die aus dem technologischen Prozeß hervorgegangen sind. Zu diesem Zweck zeigt die Literatur [1], [2], daß auf internationaler Ebene die Behandlung dieser Schlämme, die durch eine grosse Feuchtigkeit charakterisiert sind und ihre chemische Zusammensetzung radikal verschieden ist im Vergleich mit den Schlämmen städtischer Kläranlagen, in der Entwässerung mit Hilfe mechanischer Aggregate von grosser Kapazität besteht. Die endgültige Neutralisierung der Schlämme besteht in der Einäscherung in einem Ofen mit fliessender Schicht.

Diese technologische Lösung der Schlammbehandlung wird durch einen hohen Energieverbrauch charakterisiert und zugleich wird die Möglichkeit der Reziklierung ausgeschaltet.

In der vorliegenden Arbeit behandeln die Verfasser eine neue technologische Konzeption der Schlammbehandlung aus den petrochemischen Kombinaten, analysiert aus dem Gesichtspunkt der energetischen Verwertung der Schlämme.

2. Organisierung der Untersuchung

Die Durchführung der Untersuchungsaktivität in der Versuchsanlage der Technischen Hochschule, Jassy, wurde in Arbeit [3] beschrieben. Die

erhaltenen Ergebnisse bezüglich der spezifischen Gasmenge, die in der Arbeit angegeben wurden, werden die rechnerischen Grundelemente bezüglich der ökonomischen Wirksamkeit der vorgeschlagenen Lösung bilden.

3. Ergebnisse und Diskussionen

Um die biologischen Schlämme einer Kläranlage aus der petrochemischen Industrie als mögliche Energiequelle durch die anaerobe Faulung zu gebrauchen, mußten zuerst einige Laboranalysen gemacht werden, deren Ergebnisse in Tabelle 1 angeführt werden.

Tabelle 1

Nr.	Chemisches Element	g/100 g Schlamm
1.	organischer Kohlenstoff	27,3 ... 28,3
2.	totaler Stickstoff	1,2 ... 1,8
3.	volatile Substanzen	45,5 ... 49,4
4.	Kohlenwasserstoffe :	
	— aromatische	0,65 ... 0,81
	— gesättigte	0,11 ... 0,17
	— asphaltene	4,44 ... 6,14
	— Harze	1,00 ... 1,30
5.	Mineralsalze :	
	— Chloride	0,87 ... 1,25
	— Sulfate	2,90 ... 3,70
	— Nitrate	0,15 ... 0,90
	— Phosphate	0,10 ... 0,18
	— Karbonate	2,15 ... 3,95

Aus der Analyse dieser chemischen Elemente geht hervor, daß die biologischen Schlämme eine ausreichende Menge volatiler Substanzen enthalten, die als faulendes Substrat gebraucht, die Erzeugung von Faulgas ermöglichen. Die Tatsache, daß der größte Teil der organischen Substanz von biodegradablen Kohlenwasserstoffen gebildet ist, bestätigt, theoretisch, daß der methanische Faulprozeß realisierbar ist.

Die mineralischen Substanzen kommen nicht in so grossen Konzentrationen vor, daß sie die methanische Faulung hemmen.

Die Ergebnisse bezüglich der Faulung dieser Schlämme [3] zeigen eine spezifische Menge von 0,7...0,9 N m^3/kg rVS Faulgas, in dessen Zusammensetzung das Methan 65...75% bildet und verleiht ihm einen Heizwert von über 5 000 Kcal/Nm^3.

Auf Grund dieser Ergebnisse und zieht man die Menge der volatilen Substanzen des Schlammes aus Tabelle 1 in Betracht, so zeigt eine energetische Berechnung einer beliebigen Einheit mit einer biologischen Schlammenge von 1 000 m^3/Tag folgendes :

a) Die thermische Äquivalenz des Gases, welches in der Kläranlage erhalten wurde, ausgedrückt in konventionalem Brennstoff, beträgt cca 2 500 tKB/Jahr.

b) Durch die Konversion der organischen Substanzen, erhält man eine tägliche Gasmenge von cca 1 000 Nm^3 mit einem Heizwert von 20 Gcal/Jahr.

c) Wenn die nötige Wärmeenergie für den technologischen anaeroben Faulprozeß des Schlammes, sowie die nötige Energie für die Deckung der Wärmeverluste aus der bestehenden rückständigen Wärme des technologischen Prozesses einer petrochemischen Industrie gesichert wird, geht hervor, daß die nationale Energiebilanz jährlich um 2 500 tKB bereichert wird. Nimmt man an daß 1 Nm^3 Gas thermisch gesehen, gleichwertig mit 6 KWh ist, geht hervor, daß der energetische Beitrag dieser Einheit 22 Mil. KWh/Jahr ist.

d) Bezüglich der bedeutenden Schlammengen, die sich aus den petrochemischen Kombinaten unseres Landes ergeben, folgern wir, daß der energetische Beitrag durch ihre Verwertung eine bedeutende Rolle spielen kann, die man in den Berechnungen für die Perspektive in Betracht ziehen muß.

e) Im Zusammenhang mit diesem Ökonomischen Aspekt, muß die Tatsache erwähnt werden, daß der ausgefaulte Schlamm als organischer Dünger in der Landwirtschaft verwertet werden kann.

4. Schlussfolgerungen

Die Untersuchungen, die in der Versuchsanlage durchgeführt wurden, haben gezeigt daß diese Schlämme ein entsprechendes Substrat für den methanischen Faulprozeß darstellen, was eine Wiederbetrachtung der Schlammbehandlungstechnologie dieser Art gebietet. Durch die Anwendung des biologischen Verfahrens der Stabilisierung dieser Schlämme wird der Energieverbrauch ausgeschaltet, der in der Entwässerungstechnologie mit mechanischen Aggregaten und bei der Einäscherung in einem Ofen mit fliessender Schicht schwer ins Gewicht fällt, und gleichzeitig wird ein bedeutender energetischer Beitrag zum nationalen Energiesystem festgestellt.

Der ökonomische Aspekt, ausser dem direkt energetischen, wird durch die integrale Verwertung des ausgefaulten Schlammes als Düngemittel für die Landwirtschaft ergänzt.

Eingegangen am 4. Juli 1984

Technische Hochschule, Jassy,
Lehrstuhl für Organisierung used Leitung
und
Lehrstul für hydrotechnische
Konstruktionen und Installationen

LITERATURVERZEICHNIS

1. Negulescu M. u.a., *Epurarea apelor uzate industriale.* Ed. Tehn., Buc., 1968.
2. Huber L., *Die Beseitigung von Schlamm und anderen Abfallprodukten in Erdölraffinerien.* Münchner Beiträge für Abwasser, Fischerei und Flussbiologie, XI (1974).
3. Dima M., *Unele aspecte privind conversia în gaze combustibile a nămolurilor rezultate din combinatele petrochimice.* Nat. Konf. für Energetik, 23.–25. Nov., Bucureşti, 1983.

ASPECTE ECONOMICE REFERITOARE LA VALORIFICAREA SURSELOR DE ENERGIE NECONVENŢIONALE

(Rezumat)

Pe baza unor îndelungate cercetări de laborator asupra nămolurilor rezultate din industria petrochimică, se studiază unele aspecte economice privind valorificarea energetică a gazelor combustibile provenite din fermentaţia anaerobă a acestor nămoluri. Această sursă neconvenţională de energie contribuie cu o pondere importantă în balanţa energetică naţională.

Coli tipo 7,5

Tiparul executat sub comanda nr. 250
la Întreprinderea poligrafică Iași,
str. 7 Noiembrie nr. 49